

Higher National School of Hydraulic

The Library

Digital Repository of ENSH



المدرسة الوطنية العليا للري

المكتبة

المستودع الرقمي للمدرسة العليا للري



The title (العنوان):

Etude numérique du comportement thermique d'un barrage-poids sous l'effet des conditions climatiques.

The paper document Shelf mark (الشفرة) : 8-0002-20

APA Citation (APA توثيق):

Belmokre, Ahmed. (2020). Etude numérique du comportement thermique d'un barrage-poids sous l'effet des conditions climatiques [Thèse de doctorat, ENSH].

The digital repository of the Higher National School for Hydraulics "Digital Repository of ENSH" is a platform for valuing the scientific production of the school's teachers and researchers.

Digital Repository of ENSH aims to limit scientific production, whether published or unpublished (theses, pedagogical publications, periodical articles, books...) and broadcasting it online.

Digital Repository of ENSH is built on the open DSpace software platform and is managed by the Library of the National Higher School for Hydraulics. <http://dspace.ensh.dz/jspui/>

المستودع الرقمي للمدرسة الوطنية العليا للري هو منصة خاصة بتقييم الإنتاج العلمي لأساتذة و باحثي المدرسة.

يهدف المستودع الرقمي للمدرسة إلى حصر الإنتاج العلمي سواء كان منشورا أو غير منشور (أطروحات، مطبوعات بيداغوجية، مقالات البوريات، كتب....) و بثه على الخط.

المستودع الرقمي للمدرسة مبني على المنصة المفتوحة DSpace و يتم إدارته من طرف مديرية المكتبة للمدرسة العليا للري.

كل الحقوق محفوظة للمدرسة الوطنية العليا للري.



REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'HYDRAULIQUE



ENSH-(n° d'ordre)

**THESE DE DOCTORAT
DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'HYDRAULIQUE**

Présentée par

Monsieur **BELMOKRE Ahmed**

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'HYDRAULIQUE

Sujet de la thèse :

**ÉTUDE NUMERIQUE DU COMPORTEMENT THERMIQUE
D'UN BARRAGE-POIDS SOUS L'EFFET DES CONDITIONS
CLIMATIQUES**

Thèse présentée et soutenue à Blida le 17/09/2020 devant le jury composé de :

M. MEDDI Mohammed	Professeur, ENSH Blida	Président
M. MIHOUBI Mustapha Kamel	Professeur, ENSH Blida	Directeur de thèse
M. SANTILLAN SANCHEZ David	Professeur, Univ. Polytech. Madrid. Espagne	Co-directeur de thèse
M. AMAR BOUZID Djillali	Professeur, Univ. Blida	Examineur
M. KHETTAL Tahar	M.C.A, ENSH Blida	Examineur
M. OUANANI Mouloud	M.C.A Univ. Djelfa	Examineur
M. ZEROUAL Ayoub	M.C.A, ENSH Blida	Examineur

Remerciements

Je remercie le bon Dieu tout puissant, de m'avoir mis sur ce chemin et m'accordé le courage et la détermination pour parfaire ce travail

J'adresse mes sincères remerciements à mon directeur de thèse, **Professeur Mihoubi Mustapha Kamel**, pour sa disponibilité, compréhension et sa guidance tout au long de mon parcours. Votre soutien intellectuel est indéniable.

J'adresse toute ma gratitude à mon codirecteur de thèse, **Professeur David Santillan Sánchez** pour m'avoir reçu et partagé sa connaissance avec moi et surtout pour ses conseils avisés qui ont enrichi mon raisonnement.

Je remercie vivement **Professeur Meddi Mohamed** de l'honneur qu'il me fait d'avoir accepté d'être président du jury.

Je tiens à remercier **Professeur Amar Bouzid Djillali**, de bien vouloir étudier avec attention ce travail.

Je remercie également **Docteur Khettal Tahar** pour sa présence et lecture attentive de ma thèse.

Je tiens également à présenter mes remerciements à **Docteur Ouanani Mouloud** d'avoir accepté d'assister et évaluer ce travail.

J'adresse un remerciement assez spécial à **Docteur Zeroual Ayoub** pour sa générosité, son aide et ses orientations précieuses.

Je remercie le corps enseignant de l'Ecole Nationale Supérieure d'Hydraulique de Blida pour leurs efforts et compétences afin d'assurer une formation adéquate à l'ensemble d'étudiants. C'était un honneur d'être enseigné par vous.

Je remercie également **l'Agence Nationale des Barrages et Transferts** pour leur assistance en me fournissant les données nécessaires à la réalisation de ce travail.

Ainsi que mon collègue, mon ami et condisciple Monsieur **Mazighi Hichem**, pour son soutien moral et son encouragement.

Je tiens à adresser toute ma gratitude à ma famille, pour leurs conseils, amours, et confiances. Merci pour avoir cru en moi.

À ma mère ...

Ce travail est aussi le vôtre.

Gracias

Résumé

L'évaluation de la sécurité structurale des barrages est une opération indispensable qui a comme objectif de détecter les anomalies et éviter les dégâts humains et matériels. Bien que la température du béton soit un indice qui donne une idée sur l'état des barrages en béton, la prédiction du comportement thermique sous l'effet de diverses sources de chaleur externe nécessite des modèles mathématiques. Cette thèse vise à analyser le comportement thermomécanique d'un barrage en béton durant la phase d'exploitation en utilisant la méthode des éléments finis ainsi que les modèles statistiques. L'étude prend en compte le rayonnement solaire, l'ombrage, le refroidissement nocturne et par évaporation, la convection avec l'air et l'échange radiatif à ondes longues qui sont considérés comme des variables climatiques qui peuvent affecter la température du béton. Une méthodologie récente est adoptée pour évaluer la quantification des flux de chaleur. Les données de thermocouples du barrage poids voûte de Tichy Haf sont utilisées pour calibrer les modèles thermiques. Un modèle hybride basé sur la technique de la forêt aléatoire pour la prédiction des déformations dans les barrages a été développé, la composante thermique du modèle repose sur un calcul numérique par la méthode des différences finies. La méthode de la forêt aléatoire est une technique statistique non paramétrique qui peut traiter les non-linéarités et n'a pas besoin d'hypothèses concernant la relation entre les prédicteurs.

Les résultats de simulation par le modèle numérique montrent que la température du béton ne varie que dans les zones proches des parements et que les valeurs des contraintes générées par les gradients thermiques présents aux surfaces sont plus ou moins élevées pendant l'hiver. Cependant, ils restent modérés et n'atteignent pas la résistance maximale. Le modèle proposé par la méthode de la forêt aléatoire s'avère un outil puissant d'analyse des déformations d'un barrage et permet une évaluation rigoureuse des charges thermiques et ce qu'il lui confère le rôle d'un outil préférentiel à l'exploitation et au suivi de la sécurité des barrages-réservoirs en béton.

Mots clés : Apprentissage ; Barrage ; Béton ; Contraintes ; Déformations ; Eléments finis ; Gradient ; Température ; Radiation solaire.

Abstract

The assessment of structural dams safety is an essential operation to detect anomalies and avoid human and material damage. Although the temperature of concrete is an index that gives an idea about the state of concrete dams, the prediction of thermal behavior under the effect of various external heat sources requires mathematical models. This thesis aims to analyze the thermomechanical behavior of a concrete dam during the exploitation phase using the finite element method as well as statistical models. The study takes into account solar radiation, shading, night and evaporative cooling, convection with air and long wave radiative exchange which are considered as climatic variables that can affect the temperature of concrete. A recent methodology is adopted to quantify heat fluxes. Tichy Haf's arch weight dam thermocouple data is used to calibrate the thermal models. An approach based on random forest technique to predict dam displacement has been developed. The random forest method is a non-parametric statistical technique that can deal with non-linearities and does not need assumptions about the relationship between the predictors. The results provided by the numerical model show that the temperature of the concrete varies only in the areas close to dam faces. The values of stresses generated by thermal gradients present on downstream face are more or less high during the winter. However, they remain moderate and did not reach the tensile strength value. The model proposed by the random forest method appears as a powerful tool for dam deformations analysis with a rigorous evaluation of thermal loads.

Keywords: Learning machine; Dam; Concrete; Stresses; Deformations; Finite elements; Gradient; Temperature; Solar radiation.

ملخص

يعد تقييم السلامة الهيكلية للسدود عملية أساسية تهدف إلى اكتشاف الحالات الشاذة وتجنب الأضرار البشرية والمادية. بالرغم من أن درجة حرارة الخرسانة هي مؤشر يعطي فكرة عن حالة السدود الخرسانية، فإن التنبؤ بالسلوك الحراري تحت تأثير مصادر خارجية يتطلب نماذج رياضية. تهدف هذه الأطروحة إلى تحليل السلوك الميكانيكي الحراري لسد خرساني خلال مرحلة الاستغلال باستخدام طريقة العناصر المحدودة وكذلك النماذج الإحصائية. تأخذ الدراسة في عين الاعتبار الإشعاع الشمسي، تغير الظل في محيط السد، التبريد الليلي والتبخيري، والحمل الحراري مع التبادل الإشعاعي للهواء والموجات الطويلة والتي تعتبر عوامل مناخية يمكن أن تؤثر على درجة حرارة الخرسانة. تم اعتماد منهجية حديثة للتقدير الكمي للتدفقات الحرارية. تمت معايرة النماذج الحرارية باستعمال المعطيات الخاصة بسد تيشي حاف. كذلك تم تطوير نموذج جديد يعتمد على تقنية الغابات العشوائية للتنبؤ بتحركات السدود. طريقة الغابة العشوائية هي تقنية إحصائية غير حدودي يمكنها التعامل مع العلاقة غير الخطية بين العوامل المؤثرة أو ما يعرف بالمتنبئين.

تظهر نتائج المحاكاة باستعمال النموذج الرقمي أن درجة حرارة الخرسانة تتغير فقط في المناطق القريبة من الواجهة. الضغوط الناتجة عن التدرجات الحرارية الموجودة على الأسطح تكون مرتفعة إلى حد ما خلال فصل الشتاء إلا أن قيمتها تظل معتدلة ولا تصل إلى الحد الأقصى للمقاومة. النموذج المطور بواسطة طريقة الغابة العشوائية أثبت فعاليته في تحليل تشوهات السدود وإجراء تقييم دقيق للأحمال الحرارية ما يجعله أداة مناسبة لمراقبة سلامة سدود خزانات الخرسانة.

كلمات مفتاحية: آلة التعلم، سدود، خرسانة، إجهاد، تشوهات، العناصر المحدودة، التدرج، حرارة، الإشعاع الشمسي

Table des matières

Résumé	i
Table des matières	iv
Liste des figures	viii
Liste des tableaux	xii
Liste des symboles	xiii
Introduction générale	1

Chapitre I : Etat de l'art sur le comportement thermique des barrages en béton

Introduction	7
I.2 Barrages en béton	7
I.2.1 Barrage en béton conventionnel (BCV)	10
I.2.2 Barrage en béton compacté aux rouleaux (BCR)	10
I.3 Particularités des barrages en béton	13
I.3.1 Pendant la construction	14
I.3.2 Durant l'exploitation	15
I.4 Surveillance et auscultation des barrages	17
I.4.1 Infiltrations	18
I.4.2 Les contraintes	19
I.4.3 Déplacements	19
I.4.4 Température	20
I.5 Comportement thermique des barrages en béton	20
I.5.1 Équation de chaleur	24
I.5.1.1 Méthode analytique	25
I.5.1.2 Méthode numérique	27
I.6 Propriétés thermomécaniques du béton	35
I.6.1 Chaleur spécifique	35
I.6.2 Conductivité thermique	35
I.6.3 Diffusivité thermique	35

I.6.4 Coefficient de dilatation thermique	36
I.6.5 Contraintes thermiques	36
I.6.6 La résistance à la traction	38
I.6.7 Le retrait	38
I.6.8 Le fluage	38
I.7 Analyse des déformations thermiques par les modèles statistiques	39
I.7.1 Modèles à régression linéaire multiple	39
I.7.1.1 Déplacements hydrostatiques	40
I.7.1.2 Déplacements irréversibles	40
I.7.1.3 Estimation des déplacements thermiques par le modèle HST	40
I.7.1.4 Estimation des déplacements thermiques par le modèle HTT	41
I.7.2 Introduction des techniques d'apprentissage automatique	44
I.7.2.1 Technique de la forêt aléatoire « <i>Random Forest</i> »	45
I.7.2.2 Technique des réseaux de neurones artificiels	47
I.8 Conclusion	50

Chapitre II : Influence des conditions climatiques sur le comportement du matériau d'un barrage en béton

Introduction	52
II.2 Comportement des ouvrages en béton vis-à-vis les conditions climatiques	52
II.2.1 Température	53
II.2.2 Humidité relative	53
II.2.3 Précipitations	54
II.3 Facteurs climatiques influençant sur le comportement thermique d'un barrage en béton	55
II.3.1 Flux de chaleur	56
II.3.1.1 Convection	57
II.3.1.2 Transfert de chaleur radiatif	58
II.3.1.3 Chaleur perdue par évaporation	58
II.3.1.4 Radiation solaire	59
II.3.2 Température équivalente	64
II.3.3 Température de l'eau	64
II.4 Présentation du barrage et de la zone d'études	65
II.4.1 Etat de situation du barrage de Tichy Haf	65
II.4.1.1 Géométrie	66
II.4.1.2 Géologie	67
II.4.1.3 Matériaux de construction	67
II.4.2 Conditions météorologiques de la région	68
II.4.2.1 Température de l'air	69
II.4.2.2 Radiation solaire	69
II.4.2.3 Vitesse du vent	70
II.5. Echanges thermiques du barrage avec l'environnement	70

II.5.1 Flux de chaleur	70
II.5.1.1 Convection	71
II.5.1.2 Radiation	71
II.5.1.3 Refroidissement par évaporation	72
II.5.1.4 Radiation solaire	73
II.5.2 Température équivalente	82
II.5.3 Température de l'eau	83
II.6 Conclusion	85

Chapitre III : Comportement thermique d'un barrage en béton sous l'effet des conditions climatiques sévères

Introduction	87
III.2 Modélisation thermomécanique du barrage de Tichy Haf	87
III.2.1 Implémentation du modèle de transfert de chaleur	87
III.2.1.1 Conditions aux limites	87
III.2.1.2 Conditions initiales	88
III.2.1.3 Présentation du Progiciel de simulation ABAQUS	89
III.3 Simulation du champ thermique	90
III.3.1 Description de la structure	90
III.3.2 Modélisation thermique d'un barrage en béton par MEF	92
III.3.3 Discrétisation du domaine d'étude	95
III.3.4 Analyse du champ thermique	95
III.3.5 Validation des résultats	96
III.4 Contraintes thermiques	102
III.4.1 Analyse mécanique	103
III.4.2 Effet de la radiation solaire	107
III.4.3 Effet de la température de l'eau sur le champ thermique	109
III.5 Analyse des déformations thermiques	112
III.6 Evolution des contraintes sous conditions climatiques sévères	115
III.7 Evaluation de l'analyse thermique par la méthode des éléments finis	119
III.8 Conclusion	120

Chapitre IV : Prédiction des déformations thermiques via des algorithmes d'apprentissage automatique

Introduction	123
IV.2 Evaluation des déplacements thermiques par les modèles classiques	123
IV.2.1 Modèle HST (Hydrostatique - Saison-Temps)	125
IV.2.2 Modèle HTT(Hydrostatique-Température-Temps)	126
IV.3 Approche par modèle prédictif RFR (<i>Random Forest Regression</i>)	131
IV.3.1 Structure du modèle d'apprentissage forêts aléatoires	131
IV.3.2 Evaluation des déformations thermiques	132

IV.3.2.1 Estimation du champ thermique	132
IV.3.2.2 Conditions aux limites	133
IV.3.2.3 Conditions initiales	133
IV.3.2.4 Validation du calcul thermique	134
IV.3.2.5 Choix des températures du béton contribuant aux déplacements	135
IV.3.3 Optimisation des paramètres N_{tree} et m_{try}	137
IV.4 Modèle Réseau de neurones artificiels (<i>Artificial Neural Network</i>) ANN	140
IV.5 Analyse et interprétation des prédictions par le modèle RFR	143
IV.5.1 Influence de la température	143
IV.5.2 Effet de la variation du niveau hydrostatique	144
IV.5.3 Evaluer la nature hybride du modèle RFR	145
IV.5.4 Impact des variables météorologiques sur les déformations thermiques	146
IV.6 Conclusion	147
Conclusion générale	149
Références bibliographiques	154
Annexe I.1	167
Annexe II.1	172
Annexe II.2	175
Annexe III	177

Liste des figures

I.1	Barrage de Katse en Afrique du Sud	7
I.2	Répartition des barrages dans le monde selon le type	8
I.3	Barrage poids de la Grande Dixence (Suisse)	8
I.4	Différents Profil d'un barrage poids	9
I.5	Profil d'un barrage voûte	9
I.6	Vue de l'aval du barrage voûte de Karun III en Iran	10
I.7	Dosage des différents composants d'un béton conventionnel (BCV)	10
I.8	Vue du parement aval gauche du barrage BCR de Willow Creek	11
I.9	Construction d'un barrage en béton compacté aux rouleaux	12
I.10	Barrage de Taballout, wilaya de Sétif en Algérie	13
I.11	Les principales sources d'anomalies dans les barrages en béton	14
I.12	Mécanisme du phénomène d'alcali agrégat réaction dans le béton	16
I.13	Propagation de fissures due à l'alkali agrégat réaction dans deux différents barrages en béton	16
I.14	Variation de la température et du module d'élasticité du béton de masse	22
I.15	Disposition horizontale des serpentins pour le refroidissement du béton	23
I.16	Disposition hexagonale des serpentins pour le refroidissement du béton	23
I.17	Maillage d'une géométrie par la méthode des éléments finis	29
I.18	Éléments linéaires et quadratiques (a) triangulaires et (b) rectangulaires	31
I.19	Élément isoparamétrique quadratique à deux dimensions	31
I.20	Types de maillage utilisé	32
I.21	Distribution des contraintes	37
I.22	Variation de la résistance à la traction en fonction de la résistance à la compression ..	39
I.23	Décomposition du champ thermique unidimensionnel	43
I.24	Réponse thermique d'un mur en béton symétrique de 20 m d'épaisseur	43
I.25	Différentes techniques d'apprentissages automatiques	44
I.26	Schéma de la forêt aléatoire « <i>Random Forest</i> »	46
I.27	Architecture d'un neurone artificiel	48
II.1	Sources de chaleurs dans un barrage en béton	55
II.2	Différentes composantes de la radiation solaire sur un plan incliné	61
II.3	Vue aval du barrage de Tichy Haf	66
II.4	Définition géométrique des arcs du barrage de Tichy Haf	67
II.5	Température de l'air durant période de 1 janvier 2011 au 31 juillet 2014	69
II.6	Radiation solaire mensuelle durant l'année	69
II.7	Evolution de la vitesse du vent sur le site du barrage	70
II.8	Variation du coefficient de convection	71

II.9	Estimation du coefficient d'échange radiatif	72
II.10	Variation du flux de chaleur radiatif	72
II.11	Résultat du flux de chaleur par évaporation	73
II.12	Radiation solaire journalière correspondant à la région du site du barrage	74
II.13	Organigramme des étapes suivies pour l'estimation du flux des radiations solaires sur le parement aval du barrage de Tichy Haf	74
II.14	Durée de la journée solaire tout au long de l'année au site du barrage de Tichy Haf ..	75
II.15	Heures de lever et coucher de soleil tout au long de l'année au site du barrage	76
II.16	Estimation du rapport r_r fournie par le model de Gueymard	77
II.17	Evolution de la radiation solaire global horaire estimés par le modèle de Gueymard pour les jours de : 21 juin et le 21 décembre	77
II.18	Evolution de l'indice horaire de clarté k_t fourni par le model de CLIMED2	78
II.19	Composantes de la radiation solaire globale horaire I_g	78
II.20	Topographie du site du barrage de Tichy Haf	80
II.21	Flux de radiation solaire sur différents points du parement aval du barrage de Tichy Haf	81
II.22	Températures générées par les différents flux de chaleur	82
II.23	Evolution de la température équivalente en face aval pour une section située à une hauteur de 250 m dans la culée gauche	83
II.24	Comparaison entre la température de l'eau estimée par le modèle de Bofang et les mesures réelles pour l'année 2013	84
II.25	Variation annuelle de la température de l'eau à plusieurs profondeurs	84
III.1	Interface du code de calcul ABAQUS/ CAE	89
III.2	Coupe transversale du barrage de Tichy Haf	91
III.3	Emplacements des pendules et des thermomètres dans le barrage de Tichy Haf	91
III.4	Organigramme des étapes d'analyse par simulation ABAQUS/CAE	94
III.5	Maillage du plot central du barrage de Tichy Haf	95
III.6	Nœuds sélectionnés pour vérifier la température initiale	95
III.7	Convergence de la température initiale	96
III.8	Comparatif des températures prédites et observées par les thermomètres du plot central	97
III.9	Evolution du champ thermique dans le barrage de Tichy Haf pour différents jours de l'année 2013	98
III.10	Différents sections et nœuds choisis pour l'analyse thermomécanique	99
III.11	Distribution des températures maximales et minimales dans les sections <i>A</i> , <i>B</i> et <i>C</i>	100
III.12	Variation de la température du béton aux nœuds sélectionnés suivant leurs position par rapport aux parements	101
III.13	Profil des courbes isothermes dans la digue pour la journée la plus froide et la journée la plus chaude de l'année 2013	102
III.14	Distribution des contraintes thermiques dans le plot central du barrage de Tichy Haf pour différentes dates de l'année 2013	104
III.15	Evolution des contraintes thermiques maximales et minimales le long des sections choisis pour l'étude	105
III.16	Evolution des courbes iso-contraintes pour : le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013	106
III.17	Variation annuelle des contraintes thermiques maximales aux nœuds sélectionnés suivant leurs positions par rapport aux parements	106

III.18	Réponse thermomécanique du barrage Tichy Haf pour le jour le plus froid de l'année 2013. Cas 1 : Sans radiation solaire	107
III.19	Evolution des contraintes thermiques aux nœuds N_3 , N_6 et N_9 avec et sans considération de la radiation solaire	108
III.20	Evolution des contraintes thermiques aux nœuds N_4 et N_5 avec et sans considération de la radiation solaire	108
III.21	Evolution du champ thermique pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 avec effet de température de l'eau de la retenue	109
III.22	Évolution des contraintes pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année avec effet de température de l'eau de la retenue	110
III.23	Evolution du champ thermique pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année. Cas 2 : Retenue vide	111
III.24	Evolution des contraintes pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année. Cas 2 : Retenue vide	111
III.25	État de déformation de la crête du barrage suivant une période annuelle	112
III.26	Variation du gradient thermique dans la section A de l'amont à l'aval pour la journée la plus chaude de l'année 2013	112
III.27	Déformations thermiques de la crête du barrage de Tichy Haf pour différents jours de l'année	113
III.28	Distribution des contraintes dans le plot central du barrage de Tichy Haf pour différentes dates de l'année 2013 sous sollicitation de combinaisons de charge type I	114
III.29	Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 20 °C	116
III.30	Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 25 °C	117
III.31	Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 30 °C	117
III.32	Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 35 °C	118
III.33	Evolutions des contraintes à divers points du barrage de Tichy Haf	119
III.34	Comparaison entre les températures du béton simulées par la méthode des éléments finis et la méthode analytique	120
IV.1	Variation du niveau de la retenue	124
IV.2	Déplacements thermiques et hydrostatiques prédits par le modèle HST	125
IV.3	Variation de la température équivalente et des déplacements thermiques au niveau de la section P1 simulés par le modèle HST	126
IV.4	Organigramme de fonctionnement de logiciel TADAM	127
IV.5	Interface du programme TADAM	127
IV.6	Température moyenne et linéaire pour les sections horizontales d'épaisseur 17 m	128
IV.7	Température moyenne et linéaire pour les sections horizontales d'épaisseur 27 m	128
IV.8	Déplacements thermiques et hydrostatiques prédits par le modèle HTT	129
IV.9	Méthodologie suivie pour évaluer les déformations par la technique de la forêt aléatoire	131
IV.10	Schéma de la discrétisation d'une section d'un barrage pour le modèle de différences finis	132
IV.11	Températures du béton simulées et enregistrées sur huit thermomètres	134

IV.12	Températures maximales et minimales le long des sections transversales situées respectivement aux hauteurs 270 <i>mNGA</i> et 250 <i>mNGA</i>	135
IV.13	Variation de gradient thermique dans les sections transversales situées respectivement aux hauteurs 270 <i>mNGA</i> et 250 <i>mNGA</i>	136
IV.14	Sélection des températures du béton contribuant aux déformations thermiques	136
IV.15	Variation de la température du béton aux points sélectionnés comme des entrées du nouveau modèle RFR	137
IV.16	Processus d'optimisation des paramètres N_{tree} et m_{try} par la méthode bayésienne	139
IV.17	Déplacements mesurés et estimés à quatre pendules par les modèles HST, HTT, ANN et RFR	141
IV.18	Déplacements des pendule P1 et P2 calculés par le modèle RFR en cas d'augmentation de la température ambiante de 4 °C et sa diminution de 4 °C	143
IV.19	Prédiction des déformations induites par la variation de la retenue utilisant le modèle RFR pour les pendules P1 et P2	144
IV.20	Contribution des variables météorologiques aux déformations générées dans le barrage de Tichy Haf	147

Liste des tableaux

I.1	Exemples de barrages en béton BCR construit en Algérie	8
I.2	Classification du béton BCR selon le dosage en liant	11
I.3	Liste des barrages type BCR en Algérie	14
I.4	Classification des détériorations dans les barrages en béton	15
I.5	Récapitulatif d'appareillage d'auscultation dans les barrages en béton	18
I.6	Valeur de coefficient de dilatation du béton	36
II.1	Valeurs de coefficients d'albédo	62
II.2	Caractéristiques techniques et hydrologiques du barrage de Tichy Haf	67
II.3	Granulométrie des agrégats utilisés pour la construction du barrage	68
II.4	Radiation solaire mensuelle dans la région de Tichy Haf	70
II.5	Paramètres de l'onde de radiation solaire globale	73
II.6	Coordonnées géographiques du barrage	75
II.7	Paramètres du modèle de Bofang	83
III.1	Propriétés thermique adoptée au barrage Tichy Haf	89
III.2	Position des thermocouples et des pendules dans la digue de Tichy Haf	91
III.3	Coordonnées des nœuds du modèle thermique d'éléments finis sélectionnés pour vérifier la température initiale	96
III.4	Performance du modèle thermique	97
III.5	Propriétés mécaniques du barrage Tichy Haf	103
III.6	Contraintes de tractions maximales à différents points de l'aval	107
III.7	Caractéristiques des ondes thermiques sollicités sur les parois du barrage	116
III.8	Performance du modèle numérique et du modèle analytique	119
IV.1	Position des pendules dans la digue de Tichy Haf	123
IV.2	Coefficients de Régression du modèle HST	125
IV.3	Coefficients de Régression du modèle HTT	129
IV.4	Performance des modèles HST et HTT	130
IV.5	Performance du calcul thermique par le model « Improved 1D-FDS »	135
IV.6	Optimisation des paramètres du modèle RFR	138
IV.7	Performance du modèle RFR par rapport aux modèles HST et HTT	140
IV.8	Performance des modèles ANN et RFR	142
IV.9	Performance des modèles ANN et RFR pour différentes tailles d'échantillons	142
IV.10	Performance des nouveaux modèles	146

Liste des symboles

A	Indice anisotrope
a	Diffusivité thermique
A_H	Amplitude annuelle de radiation
A_d	Amplitude annuelle de la température à la surface l'aval
A_u	Amplitude annuelle de la température à la surface l'amont
$A_{w,s}$	Amplitude annuelle de la température de l'eau à la surface
C_s	Constante de Stefan-Boltzmann
c	Chaleur spécifique
c_s	Chaleur spécifique de l'air
E	Module de Young
E_s	Coefficient d'émission d'humidité
$E_{X,Y}$	Erreur généralisée
e	Emissivité du béton
e_{sk}	Emissivité du ciel
$f(h)$	Fonction saisonnière
$f(t)$	Fonction irréversible
$f(s)$	Fonction saisonnière
\bar{H}	Radiation moyenne annuelle
H_G	Insolation globale journalière
$H_{G,o}$	Irradiation globale extraterrestre quotidienne
H_r	Humidité relative
h	Niveau normalisé du plan d'eau
h_c	Coefficient de convection
h_{eq}	Coefficient de convection équivalent
h_r	Coefficient de radiation
h_w	Chaleur latente de vaporisation de l'eau
I_d	Rayonnement solaire diffus
I_b	Rayonnement solaire direct e
I_G	Rayonnement globale horaire
$I_{G,o}$	Irradiation horaire global extraterrestre
I_g	Rayonnement solaire global sur une surface horizontale
$I_{T,b}$	Rayonnement solaire direct sur une surface inclinée
$I_{T,d}$	Rayonnement solaire diffus sur une surface inclinée

$I_{T,r}$	Rayonnement horaire réfléchi
K_t	Indice de clarté
$K(t, \tau_i)$	Coefficient de relaxation du béton
k_t	Indice horaire global de clarté
L	Epaisseur des sections transversales du barrage
m_{try}	Nombre de variables sélectionnées aléatoirement pour fractionner chaque nœud
N_d	Durée du jour en heures
N_{tree}	Nombre d'arbres à développer dans le modèle de la forêt aléatoire
P	Pression atmosphérique absolue
p	Albédo
q	Flux de chaleur
q_c	Flux de chaleur dû à la convection.
q_{ev}	Chaleur perdue par évaporation
q_m	Flux d'humidité évaporé
q_r	Flux de chaleur par échange de rayonnement à ondes longues.
q_s	Flux de chaleur dû au rayonnement solaire
R_b	Facteur géométrique
$R(t)$	Niveau de la retenue au moment t
R_{max}	Niveau maximal de la retenue
R_{min}	Niveau minimal de la retenue
r_t	Rapport d'insolation
T	Température du béton
T_a	Température de l'air
T_{dp}	Température du point de rosée
T_g	Température linéaire
T_m	Température moyenne
T_{ref}	Température de référence
T_{sk}	Température du ciel
$\overline{T_u}$	Température moyenne annuelle à l'amont
$\overline{T_d}$	Température moyenne annuelle à l'aval
T_w	Température de l'eau
$\overline{T_{w,b}}$	Température moyenne annuelle de l'eau au fond du réservoir
$\overline{T_{w,s}}$	Température moyenne annuelle à la surface du réservoir
V_m	Vitesse du vent
w_n	Poids synaptiques
X	Vecteur des variables d'entrée
Y	Vecteur des variables de sortie
α	Coefficient de dilatation
α_b	Coefficient d'absorption du béton
β_s	Angle d'inclinaison du parement aval
δ	La déclinaison solaire
Θ_k	Vecteur de variables aléatoire

θ_s	Angle d'incidence
θ_z	Angle du zénith
λ	Conductivité thermique
λ_o	Longitude
ν	Coefficient de poisson
ρ	Masse volumique du béton
Σ	Sommateur linéaire
σ	Contraintes thermique
ϕ	La latitude
φ	Déphasage d'onde
φ_H	Déphasage d'onde de la radiation solaire annuelle
$\psi_i^e(\mathbf{x})$	Fonction d'approximation
ψ	Azimut
ω	Angle horaire solaire
ω_o	Angle horaire du lever du soleil

Liste des abréviations

<i>ANN</i>	Réseau de neurones artificiels
<i>HST</i>	Hydrostatique-Saison-Temps
<i>HTT</i>	Hydrostatique-Température-Temps
<i>HSL</i>	Heure solaire local
<i>MEF</i>	Méthode des éléments finis
<i>MDF</i>	Méthode des différences finis
<i>MLP</i>	Multicouche de perceptron
<i>MLR</i>	Régression linéaire multiple
<i>RFR</i>	Modèle de régression par la méthode de la forêt aléatoire

Introduction générale

Introduction Générale

Les barrages sont des ouvrages d'art conçus sur un cours d'eau dans le but de stocker des réserves d'eau et créer un réservoir artificiel. Ils ont pour destination l'alimentation en eau des villes et agglomérations, l'irrigation et produire de l'énergie hydroélectrique. Durant plusieurs siècles, la conception et la méthode de la construction des barrages se sont développées. À partir de 1982, la construction des barrages en béton s'est accélérée avec l'invention du ciment Portland et l'avancement de l'industrie ainsi que les compétences techniques.

L'importance socio-économique de ces structures impose leur surveillance pour garantir leur sécurité contre toute défaillance qui peut nuire à son fonctionnement et causer des dégâts humains et environnementaux de gravité conséquente. En outre, de son poids propre, le barrage en béton est soumis à diverses sollicitations et charges qui engendrent des contraintes de compression et de traction dont ces dernières peuvent occasionner des fissures.

Les sollicitations de charges peuvent être réparties sous forme de charges primaires, telles que le poids propre du barrage, sous-pressions, poussée hydrostatique, qui sont associées à des charges secondaires résultantes de poussée des sédiments, des glaces, vents et aussi la présence de charges thermiques procurées par les effets de température du béton lors de la réalisation de l'ouvrage et pendant les années de service du barrage en raison des effets climatiques. Nonobstant, l'existence d'autres sollicitations de charges exceptionnelles ou particulières qui résultent des crues et séismes.

En général, la surveillance de l'ouvrage est assurée par deux méthodes : la première consiste à faire des inspections visuelles périodiques qui permet de vérifier l'état de l'ouvrage, tandis que la deuxième méthode consiste à installer un dispositif d'auscultation, il s'agit d'installer un ensemble d'appareillages précis qui enregistre l'évolution des paramètres significatifs du comportement de l'ouvrage comme : le déplacement, le niveau de la retenue, les sous-pressions et la température du béton. Les informations enregistrées sont analysées en vue de détecter d'éventuelles anomalies qui nécessitent une intervention et même prédire les différents scénarios qui peut subir le barrage dans des conditions similaires.

La température du béton est un paramètre physique qui peut décrire l'état des barrages en béton. Toute variation des conditions climatiques de la région où se trouve la structure influe directement sur son état thermique. De nombreux travaux de recherche sur cette thématique ont confirmé que les charges thermiques sont l'une des principales causes de la détérioration des barrages en béton, elles sont estimées à 34 % selon une analyse établie par la commission internationale des grands barrages (CIGB) en 1984.

C'est pourquoi il est important de suivre l'évolution du champ thermique avec estimation plus précise. Une multitude de modèles mathématiques sont conçus pour étudier le comportement thermique des barrages en béton. Certains sont analytiques, d'autres sont numériques basés sur la méthode des éléments finis ou la méthode des différences finies. Les modèles analytiques ne fournissent de bonnes estimations que pour certaines géométries et conditions aux limites : la température aux faces du barrage doit être étendue à une solution périodique, mais non harmonique en utilisant le domaine fréquentiel. En plus, la négligence de

Introduction Générale

l'effet de la radiation solaire peut avoir des effets d'affaiblissement sur les résultats.

L'étude numérique du comportement thermique d'un barrage en béton est composée de deux étapes. En premier lieu, nous déterminons le champ thermique au sein de la structure, qui nous permet d'avoir une idée sur l'évolution de la température du béton et de connaître les zones les plus chaudes et les plus froides dans la digue. En second lieu, et dans le but d'estimer les contraintes et les déformations thermiques, nous procédons à une analyse mécanique en nous basant sur les propriétés mécaniques et la température du béton.

La méthode des éléments finis (MFE) apparaît comme un outil puissant pour la prédiction des contraintes thermiques dans les structures en béton ; cela consiste à analyser l'effet des charges thermiques externes, imposées sous forme de conditions aux limites, sur l'état des contraintes dans un barrage à partir des lois physiques. Afin de vérifier la présence d'éventuelles fissures, les contraintes thermiques sont comparées avec la contrainte maximale à la traction. Si un risque de fissuration se présente, il sera obligatoire d'intervenir sur le terrain pour faire les réparations nécessaires.

Bien que l'analyse numérique des problèmes thermiques dans les barrages en béton donne une estimation plus proche de la réalité, elle est soumise à un degré d'incertitude important dû à la considération de certaines hypothèses comme la simplification de la géométrie et des conditions aux limites. Les travaux ultérieurs négligent souvent l'effet de l'humidité relative et des précipitations. De plus, l'adoption d'une approche simplifiée pour la quantification de la radiation solaire représente une limite pour ces travaux.

La variation de la température du béton a un effet direct sur les déplacements des barrages. Les modèles statistiques sont fortement adoptés dans l'analyse des déformations thermiques. Il s'agit de trouver une relation entre les paramètres caractérisant la température du béton, appelés variables prédictives, et les données de déplacements collectées par auscultation. Ces modèles sont calibrés en multipliant les prédicteurs par des coefficients, alors que leur précision dépend de la disponibilité d'une base de données fiable.

Les déformations des barrages résultent de la fusion des principaux effets de charges, en particulier : les charges hydro statistiques, les déformations irréversibles, dues aux réactions alcali-granat et le fluage, plus les charges thermiques. Le modèle de régression linéaire multiple HST (*Hydrostatic, season, Time*) est largement utilisé par les praticiens dans le monde pour analyser les déplacements en tenant compte de l'influence de : la variation du niveau de la retenue et la température en tant que des influents réversibles et le temps en tant qu'un influent irréversibles.

Désormais, le modèle HST fournit de bonnes estimations. Cependant, il est fondé sur des fausses hypothèses, la variation de l'effet thermique est supposée saisonnière (fonction harmonique d'une période d'un an) sans faire recours à des mesures réelles de la température de l'air ou du béton. Cette limitation peut mettre en cause la crédibilité des résultats.

Introduction Générale

Le champ thermique dans un barrage en béton peut être décomposé en température moyenne et en température linéaire qui contribue aux déplacements. En s'appuyant sur cette approche, le modèle statistique *HTT (Hydrostatic, Temperature, Time)* est développé. La température du béton est estimée à l'aide des thermomètres immergés dans le barrage.

Néanmoins, la qualité des résultats dépend principalement de l'emplacement des thermomètres. Il est donc essentiel de disposer de thermomètres en un nombre suffisant et bien réparti. De la mauvaise installation des thermomètres, résulte des charges thermiques non correctement déterminées, ayant pour conséquence, l'imprécision de la simulation des déplacements du barrage. Nous avons aussi signalé que de nombreux barrages ne sont pas équipés de thermomètres.

La construction du champ thermique sous l'influence des actions environnementales utilisant les méthodes numériques (notamment la méthode des différences finies) peut être une bonne option. Sa mise en œuvre est facile, en outre, elle donne des résultats précis lorsqu'il est appliqué aux barrages poids et voûtes.

Récemment, de nouvelles approches, appelées: Apprentissage automatique « *Learning machine* », sont employées dans la surveillance de barrage telles que : Réseau de neurones artificiels , Machine à vecteurs de support , *Adaptive Neuro-Fuzzy Systems (ANFIS)*, *Boosted Regression Trees (BRT)* et la technique de forêts d'arbres décisionnels. Elles donnent des résultats plus précis et montrent les limites des méthodes statistiques traditionnelles en raison de leur capacité à détecter les relations de causalité non linéaires entre les variables et la dépendance entre les prédicteurs.

En Algérie, et dans le cadre d'une stratégie qui vise à mobiliser et valoriser la ressource en eau dans l'optique d'assurer une autosuffisance, le nombre des barrages en béton a été multiplié par trois durant les deux dernières décennies, ce qui impose aux gestionnaires d'assurer un meilleur suivi et, des moyens d'auscultation des ouvrages et disposer de modèles d'analyse du comportement de ces structures en béton qui, répondent aux critères de simplicité dans le dimensionnement pour une meilleure optimisation des coûts, lors de l'emploi des matériaux et, avoir une efficacité lors l'exploitation et la maintenance des barrages en béton. C'est dans cet objectif que, s'inscrit le travail de la présente thèse qui vise essentiellement à :

1. Identifier et quantifier les diverses sources de chaleur qui peuvent affecter un barrage en béton pendant la phase d'exploitation.
2. Analyser l'influence des variables météorologiques sur l'évolution du champ thermique dans le barrage. Les facteurs météorologiques à considérer sont : la température ambiante, l'intensité de la radiation solaire, le refroidissement nocturne, la pluie et la température de l'eau.
3. Présenter un modèle numérique qui permet d'analyser le comportement thermomécanique des barrages en phase d'exploitation en utilisant la méthode des éléments finis.

Introduction Générale

4. Développer un modèle hybride basé sur la technique d'apprentissage automatique, précisément la méthode de régression par la forêt aléatoire « *Random forest regression* », où les déformations thermiques sont estimées à partir d'un calcul numérique de la température du béton.
5. Étudier les mécanismes de la contribution de l'analyse numérique de la température du béton aux déplacements globaux par le modèle proposé et ceux existants notamment les modèles : HST et HTT.

La présente thèse est structurée en quatre chapitres, dont le premier présente un état d'art sur les barrages en béton, les différents types et la méthode de construction. Aussi, nous aborderons l'importance de l'auscultation et la surveillance durant la période d'exploitation. Les problèmes thermiques qui résident dans les barrages lors de l'exploitation, les mécanismes de transfert de chaleur ainsi que les modèles d'estimation du champ thermique dans le corps du barrage seront éclairés. Après, nous présenterons le processus thermomécanique de déformations des barrages en béton accompagné d'une critique des modèles d'analyse des déplacements existants.

L'ensemble des flux de chaleur influant sur le comportement thermique des barrages seront évoqués dans le second chapitre par la mise en évidence d'une méthodologie qui aidera à identifier et évaluer les facteurs climatiques intervenant dans le processus thermique.

Le troisième chapitre a trait l'évaluation du champ de température et des contraintes thermiques dans un barrage poids voûte sous l'effet des conditions climatiques par la méthode des éléments finis. Cette évaluation consiste à déterminer l'effet des variables météorologiques considérées, spécialement la radiation solaire et la température de l'eau.

Le quatrième chapitre, est consacré à la présentation d'une nouvelle approche qui permet l'estimation des déformations thermiques d'une manière plus réelle, par rapport aux sollicitations thermiques. Le nouveau modèle s'appuie sur le principe de la technique de la forêt aléatoire où le calcul de la composante thermique, se base sur un calcul numérique rigoureux qui, tient compte des charges thermiques existantes. Les performances du nouveau modèle, sont évaluées et validées sur la base de données des thermocouples et des pendules d'un barrage type poids-voûte en exploitation, depuis plus de douze années de mise en service.

Les résultats des travaux sont assortis de suggestions et de pistes de travaux futurs de recherche ainsi que d'un ensemble de recommandations proposées à la fin de la conclusion générale.

Chapitre I

*Etat de l'art sur le
comportement thermique des
barrages en béton*

CHAPITRE I

ETAT DE L'ART SUR LE COMPORTEMENT THERMIQUE DES BARRAGES EN BETON

Introduction

Les barrages sont des ouvrages d'art d'un intérêt socioéconomique. Ils ont pour rôle de stocker l'eau destinée pour l'irrigation et l'alimentation en eau potable. Certains barrages, servent aussi pour contrôler les crues. Les conséquences de leurs ruptures peuvent être néfastes, exigeant une attention particulière à leurs sécurités vis-à-vis du vieillissement engendré par les agents extérieurs, durant toute leur vie, relativement longue. Dans ce chapitre, un état d'art sur les barrages en béton et leurs méthodes de construction sera présenté. Ensuite, nous étalerons les problèmes et les pathologies durant la période d'exploitation. À la fin, les techniques d'auscultation et de surveillance du comportement thermomécanique des barrages ainsi que les dispositifs utilisés seront abordés.

I.2 Barrages en béton

Vu leurs structures rigides, les barrages en béton sont une variante envisagée dans les projets avec importance significative (Degoutte, 2002). Le béton est un mélange de ciment, d'eau, et d'agréats fins et grossiers (Schleiss et Pougatsch, 2011). Utilisé pour la première fois, durant l'époque romaine en Europe, sous la forme d'un mélange de chaux et de cendres volcaniques. Le développement du ciment Portland en 1982, accélère l'adoption du béton dans la construction des barrages, permettant ainsi l'amélioration de leurs propriétés mécaniques et leur imperméabilité (CIGB, 2000).



Figure I.1 : Barrage de Katse en Afrique du Sud (<https://www.uneca.org>)

Selon le registre des barrages établi par le comité international des grands barrages (CIGB), les barrages en béton représentent 18 % du parc mondial des barrages. Le barrage de Bakhtiari en Iran, en construction depuis 2013, sera le plus haut barrage en béton dans le monde avec une hauteur de 315 m.

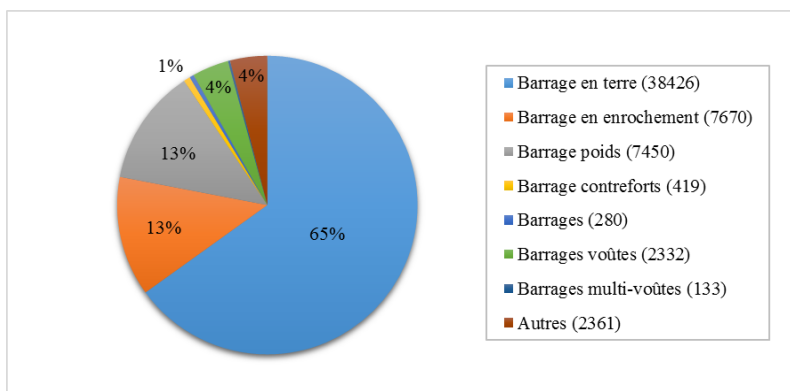


Figure I.2 : Répartition des barrages dans le monde selon le type (<https://www.icold-cigb.org>)

En Algérie, la construction des barrages en béton conventionnel (BCV) remonte à l'époque coloniale. Plusieurs barrages ont été construits. Nous citons comme exemple : barrage de Foug El Gherza, barrage de Beni-Bahdel et barrage de Ksob. Après l'indépendance, avec le développement des méthodes de construction et l'apparition de la technique du béton compacté aux rouleaux (BCR) a favorisé le choix de cette variante de barrage.

Tableau I.1 : Exemples de barrages en béton BCV construit en Algérie

Barrage	Wilaya	Fin de construction	Type	Hauteur (m)
Foug El Gherza	Biskra	1950	Voûte	73
Beni-Bahdel	Tlemcen	1934	Voûtes multiples	54
Oued Fodda	Chlef	1932	Poids	89
Ksob	Msila	1939	Voûtes multiples	32

Le béton employé doit répondre aux critères de résistance, de durabilité, et de perméabilité. A cause des actions permanentes des différentes charges sur les barrages, l'effet du fluage sur les propriétés du béton doit être pris en considération (USBR, 1977). Les barrages en béton sont classifiés selon la forme et la méthode de construction (USACE, 1995). Selon la forme, deux principales sont distinguées : barrages-poids et barrages voûtes.



Figure I.3 : Barrage poids de la Grande Dixence (Suisse)

Les barrages-poids sont des structures solides en béton qui assurent leur stabilité par leur poids propre (Schleiss et Pougatsch, 2011; USBR, 1976; USACE, 1995; Le Delliou, 2003). Ils sont les plus sûrs que les autres types de barrages (CIGB, 2000). Leur géométrie est caractérisée par une section transversale triangulaire, avec un amont vertical et un aval incliné avec un fruit de talus égal : $(0.8H/1V)$ (Figure 1.4) (Schleiss et Pougatsch, 2011), qui peut être utilisé comme un évacuateur de crues (USBR, 1987 ; Jansen, 1988). Les barrages en béton exigent une fondation rocheuse de bonne qualité (Degoutte, 2002).

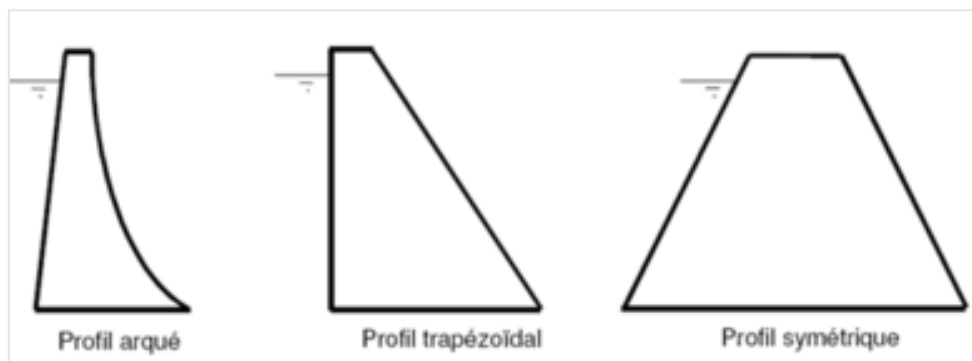


Figure I.4 : Différents Profil d'un barrage poids (Peyras, 2003)

Les barrages voûte, sont des ouvrages possédant une forme archée. Ils transmettent les charges hydrostatiques aux rives comme l'indique la figure I.5 (Pedro, 1999). Ils sont adaptés pour les vallées étroites sous forme de U ou V avec un rapport largeur/hauteur inférieur à 5 (USBR, 1987; Pedro, 1999). Le choix de cette variante repose sur plusieurs critères, en particulier géotechniques, topographique et climatique. L'existence des rives rocheuses de bonne qualité est d'une importance vitale (Jansen, 1988).

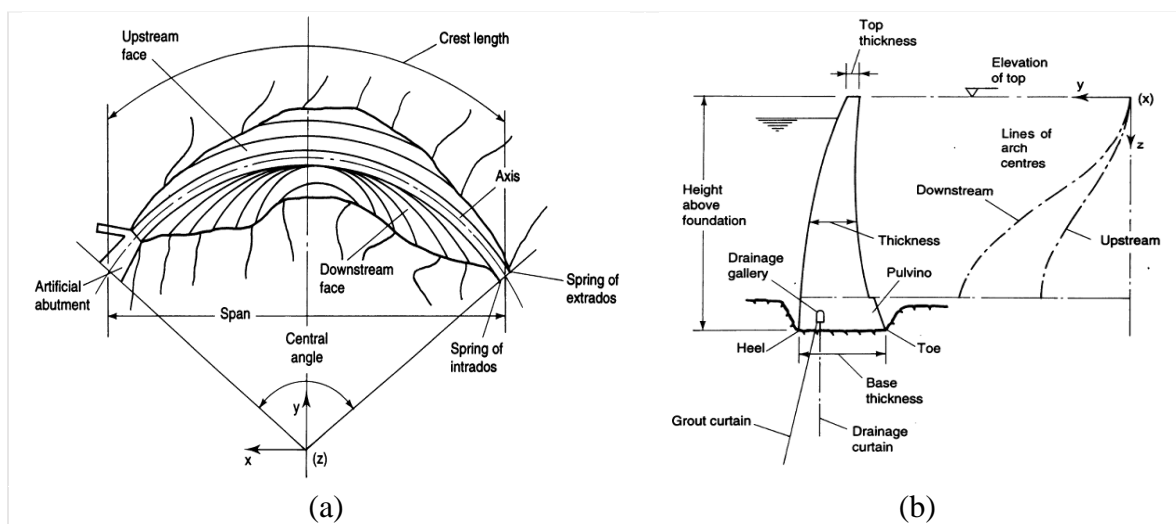


Figure I.5 : Profil d'un barrage voûte : (a) vue en plan, (b) coupe transversale (Pedro, 1999)

D'après la méthode de construction, nous constatons deux types de barrages : le barrage en béton conventionnel (BCV) et les barrages en béton compacté aux rouleaux (BCR).

I.2.1 Barrage en béton conventionnel (BCV)

Cette technologie consiste à construire des barrages avec un béton ayant un dosage en ciment variant entre 150 et 200 kg/m³ et une granulométrie étalée qui arrive jusqu'à 80 mm (Degoutte, 2002; Le Delliou, 2003). Le béton est mis en place sous la forme de plots avec des dimensions horizontales 15 x 15 mètres, séparés par des joints de contractions (Degoutte, 2002). Généralement, on utilise des dosages élevés près du parement amont afin d'assurer une grande étanchéité (entre 220 et 350 kg/m³) (Le Delliou, 2003).



Figure I.6 : Vue de l'aval du barrage voûte de Karun III en Iran

La technique des barrages en béton conventionnel exige une technologie avancée et une importante main-d'œuvre qualifiée, ce qui la rend peu adoptée au détriment des nouvelles techniques, qui sont plus économiques et avec une haute cadence de réalisation comme les barrages en béton compacté aux rouleaux (CIGB, 2000).

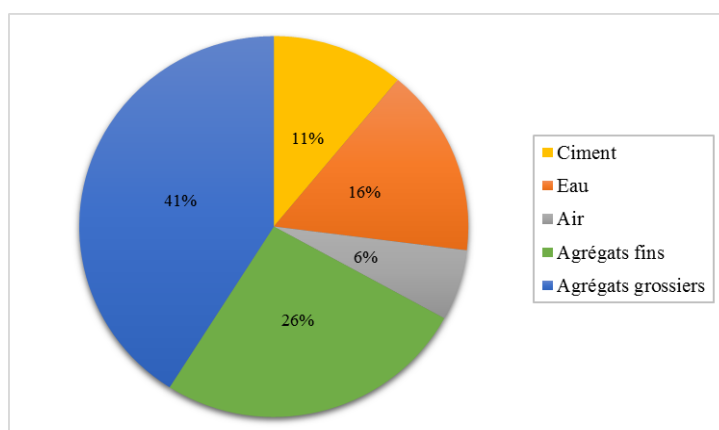


Figure I.7 : Dosage des différents composants d'un béton conventionnel (BCV) (<https://www.icold-cigb.org>)

I.2.2 Barrage en béton compacté aux rouleaux (BCR)

L'institut américain du ciment « *The American Concrete Institute* » qualifie cette méthode de construction comme le développement le plus important dans la technologie des bétons des barrages (Dolen, 2011). Le béton compacté aux rouleaux est un béton mis en place sous forme des couches horizontales minces avec une faible teneur en eau et compacté à l'aide des rouleaux vibrants (Zarrin et al., 2016). Il contient moins de béton pour éviter la chaleur d'hydratation et un affaissement nul (Surahyo, 2019; Mihoubi, 1994).

La construction par la technique BCR fut entamée à partir des années 80 aux États Unis et au Canada (Durand et *al.*, 1998), le barrage de Willow Creek aux États unis est le premier barrage BCR qui fut construit. C'était en 1982, durant une période de moins de 5 mois, en utilisant un volume de 331000 m³ de béton compacté aux rouleaux (Gaspar, 2014). Au début, il a été adopté pour le barrage-poids, mais vu sa rapidité dans la construction et son coût faible, son application s'est élargie vers les barrages poids-voûte et les barrages-voûtes (CIGB, 2003).

Le BCR est composé du ciment Portland, d'ajouts cimentaires (cendre volante), de granulats avec des dimensions qui varient entre fins et grossiers, de l'eau et des adjuvants chimiques tels que les réducteurs d'eau et les retardateurs de prise (Al Baghdady et Khan, 2018). La performance du béton BCR dépend en premier lieu : de la qualité des agrégats et de leurs dimensions, du degré de compactage, de la teneur en eau, et du dosage en ciment et en pouzzolanes. La différence entre le béton conventionnel et le BCR réside dans le taux de dosage des différents matériaux composants : le BCR a un pourcentage plus élevé d'agrégats fins, ce qui permet une consolidation serrée.

Le béton compacté aux rouleaux est caractérisé par un affaissement nul dans son état non durci, ce qui lui donne une rigidité pour rester stable lors du compactage ; alors que dans son état dur, il a des caractéristiques similaires au béton conventionnel (Harrington et *al.*, 2010).



Figure I.8 : Vue du parement aval gauche du barrage BCR de Willow Creek

Les barrages BCR sont classifiés selon le taux de dosage en ciment : faiblement, moyennement, et fortement dosé, en plus de la méthode RCD ou la méthode japonaise (Tableau I.2).

Tableau I.2 : Classification du béton BCR selon le dosage en liant (CIGB, 2003)

Classification	Dosage faible en liant	RCD	Dosage moyen en liant	Dosage élevé en liant
Dosage en liant (kg/m ³)	≤ 99	120-130	100-149	≥ 150
Teneur en adjuvants minéraux (%)	0-40	20-35	20-60	30-80
Epaisseur des couches (mm)	300 $\bar{\neq}$	750-1000	300 $\bar{\neq}$	300 $\bar{\neq}$

Les barrages en BCR faiblement dosés en liant sont généralement assez perméables ; en particulier, aux joints entre les couches. Ce type de barrages est muni d'un masque amont d'étanchéité destiné à protéger le béton. Les barrages en BCR moyennement dosés en liant correspondant aux barrages en BCR à dosage moyen en liant, compris entre 100 et 149 kg/m . Alors, que les barrages en BCR en forte teneur en liant, ont un dosage en ciment supérieur à $\geq 150 kg/m^3$. Ils sont conçus pour avoir une étanchéité équivalente à celle des barrages en béton conventionnel.



Figure I.9 : Construction d'un barrage en béton compacté aux rouleaux

Les barrages construits selon la méthode RCD : « *Roller-Compacted Dam concrete* », connue sous le nom de la méthode japonaise (Nagayama et Jikan, 2003; Mihoubi, 1994). La philosophie de la méthode de construction du RCD est de conserver les mêmes performances que les barrages en béton conventionnel en poursuivant l'amélioration de l'économie, de la sécurité et de l'environnement (Nagataki et *al.*, 2008). L'ouvrage final en RCD ressemble au barrage en BCV, avec des plots de 15 m de largeur coupés après bétonnage par des lames vibrantes pour éviter les fissures thermiques (CIGB, 2003). Elle a été utilisée pour la première fois au Japon en 1976 pour la construction du barrage Ohkawa. La différence entre cette variante et les autres variantes BCR, est que les couches du béton sont plus épaisses. Elles varient entre 750 à 1000 mm au lieu de 300 mm.

La méthode de construction du RCD a permis de réduire : la durée de réalisation d'environ 10 à 15 %, le coût de la main-d'œuvre, les problèmes environnementaux et les risques pour la sécurité du constructeur.



Figure I.10 : Barrage de Taballout, wilaya de Sétif en Algérie

En Algérie, on a tendance à se diriger vers la technique BCR. Le barrage de Beni Haroun est le premier barrage-poids BCR, construit sur une fondation rocheuse calcaire en 1996. Opérationnel depuis 2002, il est considéré comme le plus grand barrage en Algérie avec une capacité de stockage d'un milliard de m³ et d'une hauteur de 90 m. Après, d'autres barrages BCR sont réalisés durant la première décennie du nouveau siècle dans le cadre d'une politique qui, vise à renforcer les richesses en eau. Le Tableau I.3, regroupe les plus grands barrages BCR construits. En 2015, l'achèvement du barrage de Taballout, le rend le premier barrage voûte BCR en Algérie.

I.3 Particularités des barrages en béton

Le barrage présente un potentiel de défaillance immanent. Quels que soient les efforts fournis par les ingénieurs durant la conception, la construction, ou bien l'exploitation ; on ne peut pas éliminer complètement les risques engendrés par l'incertitude associée à une structure soumise aux forces de la nature et construite sur des matériaux naturels (la fondation du barrage). Ces incertitudes peuvent se manifester n'importe où dans le « système » d'un barrage (fondations, ou corps du barrage) et peuvent émerger à n'importe quel point du cycle de vie d'un barrage.

Au fur et à mesure que les barrages vieillissent, ils ne satisferont plus aux exigences modernes en matière de sécurité. Nombreux, sont construits selon la technologie disponible à l'époque. Ils ne répondent pas aux exigences de sécurité actuelles. Donc, la probabilité de rupture augmente et, les préoccupations liées à la responsabilité et à la sécurité publique exigeant ainsi une surveillance permanente des barrages en exploitation. Notons aussi que le développement des agglomérations en aval de certains barrages peut engendrer de graves conséquences dans le cas d'une rupture potentielle de barrage (Jansen, 1980).

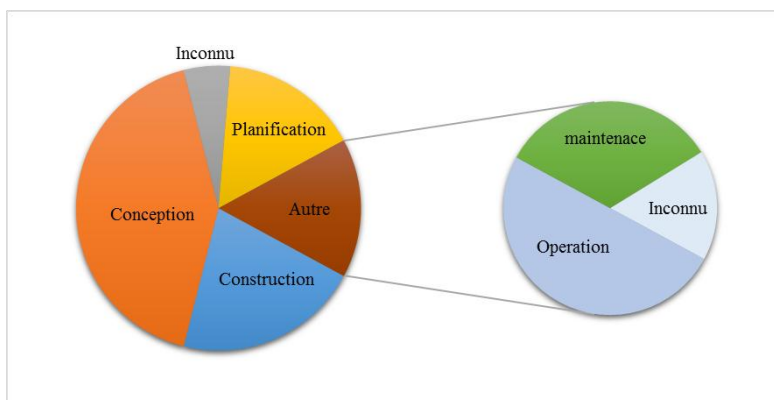


Figure I.11 : Les principales sources d'anomalies dans les barrages en béton (<https://www.icold-cigb.org>)

Selon les statistiques publiées par le Comité international des Grands Barrages, Figure I.11, la majorité des problèmes rencontrés durant la période de service d'un barrage en béton sont principalement liés à des carences dans la conception. Alors que les erreurs commises pendant la phase de construction viennent en deuxième position. De plus, l'absence de la maintenance et le manque des appareils d'auscultation peuvent accélérer la dégradation de la structure.

Tableau I.3 : Liste des barrages type BCR en Algérie (ANBT, 2019)

Barrage	Wilaya	Fin de construction	Type	Hauteur (m)
Beni Haroun	Mila	2002	Poids	90
Koudiat	Bouira	2002	Poids	121
Acerdoune	Jijel	2006	Poids	52
Ouldjet Mellegue	Tébessa	2011	Poids	55
Saf-Saf	Tébessa	2006	Remblai en dur	34
Tichy Haf	Béjaia	1987	Digue de col	83.5
Tabellout	Jijel	2015	Poids-voûte	115

I.3.1 Pendant la construction

Des conditions imprévues peuvent être découvertes durant la construction, ce qui peut entraîner des modifications de conception. Pour cela, la température du béton est couramment mesurée, le calendrier de placement, la taille des plots et leurs jointements, et les charges thermiques sont souvent évalués (Cervera et al., 2000). La chaleur d'hydratation dissipée par le béton frais introduit des contraintes secondaires (Noorzaei et al., 2006). Cette chaleur peut être contrôlée soit par l'ajout des cendres volantes, soit par l'utilisation de la glace pour refroidir les agrégats, ou bien par incorporation des serpentines de refroidissement dans le béton. Des ajustements sur le terrain des mélanges et des méthodes de construction sont effectués sur la base de mesure de la température du béton (Bofang, 2014).

I.3.2 Durant l'exploitation

À mesure qu'un barrage vieillit, d'autres dégradations qui peuvent nuire à son fonctionnement apparaissent. En 1984, la commission internationale des grands barrages a classifié les détériorations les plus fréquentes dans les barrages en béton (Tableau I.4). Elles sont dues à plusieurs facteurs tels qu'un entretien inadéquat, variation des conditions climatiques extérieures, des pratiques d'exploitation inappropriées ou une sous-estimation des charges sollicitées lors de la phase de conception.

Le vieillissement des barrages en béton peut être attribué à des facteurs physiques et chimiques. Alors, que le premier facteur est lié aux forces agissant sur l'ouvrage, principalement les charges causées par la variation de la température, le facteur chimique dépend des constituants du béton et l'eau présente dans ses pores. L'eau peut attaquer le béton et provoquer une grave détérioration en quelques années (Novak et *al.*, 2007).

L'emploi des matériaux de qualité médiocre dans la construction d'un barrage en béton peut aussi causer la détérioration de la structure. Les agrégats très absorbants peuvent être sensibles aux dommages causés par le gel-dégel. Les agrégats contaminés par les sols, les sels et les matières organiques peuvent également produire du béton de qualité inférieure. Divers symptômes anormaux peuvent indiquer une altération des propriétés physiques ou chimiques du béton. La fissuration est le premier symptôme d'une détérioration (Jansen, 1980). Dans les structures en béton, la fissuration est indésirable car elle affecte l'étanchéité, la durabilité, l'apparence et les contraintes internes des structures.

Tableau I.4 : Classification des détériorations dans les barrages en béton (CIGB, 1984)

Classement	Type de détérioration
1	Résistance au gel-dégel
2	Variation de la température extérieure
3	Perméabilité
4	Réaction entre composant du béton et milieu extérieur (dissolution de la chaux)
5	Bétonnage
6	Fuite (fondation)
7	Variation de la température due à la chaleur d'hydratation
8	Réaction des composants du béton (Alcali-granulat)
9	Joints structuraux
10	Sous-pression
11	Erosion interne
12	Déformations et tassements
13	Contraintes de traction
14	Rideaux d'injection et autres dispositifs d'étanchéité
15	Système de drainage
16	Nettoyage des drains

Identifié pour la première fois par (Stanton, 1940), la réaction alcali agrégat, appelée aussi RAG, est l'une des principaux phénomènes qui contribuent à la dégradation des structures en béton (Thomas et Kwilosz, 2012; Broekmans et Wigum, 2008). C'est une réaction chimique acide-base dans le béton. Le réactif acide est la silice présente dans les agrégats grossiers ou fins, alors que la base est l'hydroxyde de potassium ou de sodium, formée d'ions hydroxyle (OH^-) dans la solution interstitielle et les alcalis sodium et potassium du ciment Portland.

L'hydrate de silicate de calcium et de potassium ainsi que l'hydrate de calcium et de sodium sont les produits de cette réaction (Dron et Brivot, 1992). L'alcali agrégat réaction peut être divisé en deux types : réaction alcaline-carbonate et réaction alcaline-silice en fonction de la nature du minéral, réactif employé pour la préparation du béton (Fournier *et al.*, 2010).

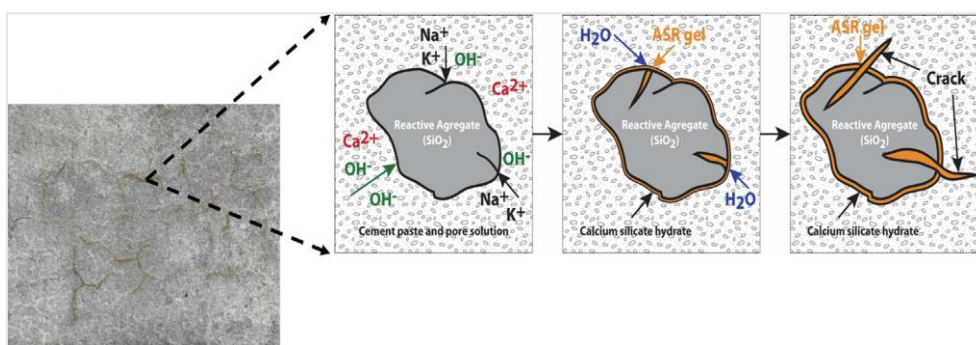


Figure I.12 : Mécanisme du phénomène d'alcali agrégat réaction dans le béton (Du et Tan, 2014)

a- La réaction alcaline-carbonate : c'est une réaction entre les hydroxydes alcalins et certains agrégats de calcaire dolomitique argileux. Dans certaines conditions, une expansion nuisible du béton ou du mortier peut en résulter (Godart *et al.*, 2013).

b- La réaction alcali-silice : se manifeste entre l'hydroxyde alcalin et certaines roches siliceuses ou minérales, telles que la silice opaline, le quartz microcristallin et le verre présents dans certains agrégats. Les produits de la réaction, la silice alcaline gel, peut provoquer une expansion anormale et la fissuration du béton en service. Cette réaction n'aura lieu que si seulement les conditions suivantes sont présentes conjointement : une teneur en eau élevée, un agrégat réactif et une teneur élevée du béton en alcalin (Godart *et al.*, 2013).



Figure I.13 : Propagation de fissures due à l'alkali agrégat réaction dans deux différents barrages en béton (Figueira *et al.*, 2019)

Les barrages en béton situés dans les climats humides risquent d'avoir plus de problèmes d'alcali agrégat réaction. L'expansion, la fissuration, l'altération de propriétés mécaniques et le gonflement du béton sont les principaux signes de la présence du phénomène d'alcali réaction. Cela peut conduire à des pertes considérables, estimées à des millions de dollars, comme la détérioration du béton et peut même causer une défaillance prématurée du barrage (Saouma, 2014). Une fois que la réaction alcali-granulat s'est développée dans un barrage en béton relativement mince, elle ne peut être pratiquement arrêtée par aucun moyen connu à ce jour. Les remèdes efficaces consistent à remplacer le béton défectueux ou de construire un nouveau barrage pour remplacer l'ancien (Jansen, 1980).

Une rupture d'un barrage a des conséquences sociales et financières, notamment la perte des avantages procurés par un barrage et le potentiel de pertes en vies humaines et de dommages matériels (Rubertis, 2018). Dans l'absence des méthodes efficaces et économiques pour arrêter l'expansion de ce phénomène, il est primordial de prendre des mesures qui permettent l'évaluation de l'état des barrages avec le temps et garantir la sécurité des utilisateurs et des citoyens.

La surveillance peut fournir une base d'information pour décider si un barrage fonctionne comme prévu. Une surveillance efficace des barrages n'entraîne le plus souvent que de faibles dépenses comparativement aux coûts élevés de réparations en cas de rupture importante dans l'ouvrage (CIGB, 2000).

I.4 Surveillance et auscultation des barrages

La surveillance des barrages a comme objectif de diagnostiquer la sécurité structurale des barrages afin de prédire d'éventuelles anomalies. Un programme de surveillance doit être mis en place d'une manière qui permet de déceler toute perturbation dans le comportement normal de la structure. La surveillance d'un barrage en exploitation comporte des visites d'inspection visuelle et l'installation d'un dispositif d'auscultation (Ljubomir, 2014).

La conception d'un système d'auscultation permet une surveillance efficace et permanente des paramètres physiques qui reflètent le comportement de la structure par un système d'appareillage installé dans le corps du barrage. La température du béton, les déplacements, les variations de la pression hydrostatique, le débit infiltré ainsi que les contraintes sont les paramètres physiques les plus importants et qui reflètent l'état du barrage. Ils nécessitent une surveillance permanente pour évaluer la sécurité et la performance des barrages en béton (Froehlich, 2017).

L'instrumentation a comme objectif de fournir des données continues sur l'état du barrage, permettant d'évaluer sa sécurité du barrage et détecter des problèmes à un stade précoce et évitable. Aussi, l'installation des instruments d'auscultation dans les barrages nouveaux et existants permet la comparaison du comportement réel avec le comportement prévu afin, de vérifier l'adéquation de la conception et de rassembler des informations utiles pour affiner le dimensionnement de structures similaires à l'avenir (CIGB, 2018).

Tableau I.5 : Récapitulatif d'appareillage d'auscultation dans les barrages en béton

Indice de performance	Lieu de mesure	Instruments de mesure
Déplacements (amont-aval)	La crête	Pendules directes et inverses, Levé géodésique
Pression hydrostatique	Corps du barrage	Piézomètres
Pression hydrostatique	Fondation	Piézomètres
Contraintes et déformations	Béton du barrage	Les vérins plats, Strainmeter, Cellule de pression totale (TPC)
Température	Béton du barrage	Thermocouple, Thermistance, Capteur de température à résistance de platine (RTD)
Débit des infiltrations	Barrage	Déversoir triangulaire, Débitmètre, Canal jaugeur
Réponse sismique	Barrage	Accélérographe

Du fait de ses grandes dimensions, les appareils d'auscultation ne sont pas nécessairement situés dans la zone où se développe un phénomène nuisible. En plus, malgré que les appareils d'auscultation soient sophistiqués, cela ne suffit pas et il est impératif que nous procédions à des inspections visuelles directes.

L'examen visuel présente une étape fondamentale dans le programme de surveillance. Ce sont les visites d'inspection périodiques menées par les ingénieurs du barrage afin de détecter d'éventuelles détériorations : fissuration, zones humides, etc... L'inspection visuelle doit être exécutée par des personnes expérimentées en même temps avec la surveillance des instruments (Tatin et *al.*, 2015).

Les visites d'inspection sont fixées suivant une fréquence qui correspond aux différentes étapes de la vie du barrage et durant la mise en eau, juste après la mise en eau et quand le barrage aura un comportement stable (CIGB, 2018).

I.4.1 Infiltrations

L'infiltration est définie comme le mouvement interstitiel de l'eau à travers un barrage ou la fondation. Il se distingue des fuites, qui consistent en un écoulement d'eau à travers des trous ou des fissures. Les infiltrations et les fuites à travers un barrage en béton constituent un facteur important dans l'évaluation des performances du barrage. Le niveau d'eau dans la retenue est le principal facteur affectant la quantité d'eau infiltrée. Tout changement soudain dans la quantité d'eau collectée sans cause évidente, tel qu'un changement dans le niveau du réservoir ou une forte pluie récente, pourrait être le signe d'un problème grave. De nouvelles infiltrations ou

fuites peuvent également être liées à des problèmes en développement, tels que la fissuration ou la fracturation hydraulique (Froehlich, 2017).

I.4.2 Les contraintes

Les critères de conception des barrages-poids et voûte exigent que la géométrie permette le transfert des charges appliquées afin, de maintenir la stabilité, tout en maintenant les contraintes du béton dans des limites acceptables pour toutes les conditions de chargement prévues. La résistance en compression du béton est la propriété la plus importante, car elle reflète une idée sur la qualité du béton. Celle-ci est directement liée à la structure de la pâte de ciment (Neville, 2012). Tandis que, la résistance à la traction du béton est inférieure à la résistance en compression, cela explique la propagation rapide des fissures sous des contraintes de tractions. L'expansion du béton créera des contraintes de traction, et si les contraintes dépassent la résistance à la traction du béton, le béton se fissure.

L'évaluation de contraintes et des déformations est une opération cruciale dans l'auscultation des barrages en béton. Elle permet la détection d'éventuelles fissures et de vérifier si l'ouvrage réagit en toute sécurité vis à vis des différentes charges subies. De plus, les mesures de contraintes sont plus courantes, car les instruments sont plus faciles et moins coûteux à installer. Pour interpréter les mesures des contraintes, il est nécessaire de connaître les propriétés mécaniques du béton (module d'élasticité et coefficient de Poisson), le fluage, le retrait et la réponse du béton aux variations de température.

Pour tout barrage en béton, les mesures des contraintes se font dans les endroits où des contraintes de traction peuvent se développer. Il existe de nombreux instruments et techniques pour mesurer les contraintes (Tableau I.5). Les barrages voûtes sont souvent équipés de tensiomètres conçus pour mesurer les contraintes dans la direction de la poussée des arcs.

I.4.3 Déplacements

Les déplacements sont des déformations qui modifient la forme d'un corps solide par rapport à sa forme initiale sous une charge ou une contrainte particulière. La poussée de l'eau du réservoir ainsi que les changements de température provoquent des déformations dans les barrages voûtes et poids. (Rubertis, 2018).

Si les déformations ne sont causées ni par les fluctuations du niveau de la retenue ni la variation de la température, ce sont donc des déformations irréversibles qui sont causées par l'alcali agrégat réaction. Lors de l'évaluation des performances et de la sécurité d'un barrage, il est essentiel de surveiller attentivement les déplacements. Divers déformations et déplacements se produisent dans les barrages. Les déplacements horizontaux se produisent dans la direction amont-aval, ils peuvent représenter les déplacements d'un barrage entier par rapport aux rives ou à sa fondation (Froehlich, 2017). Les mesures bidimensionnelles dans un plan (x,y) des déplacements peuvent être effectuées avec des pendules installés dans des galeries d'inspection à différentes altitudes. Les déplacements horizontaux à l'intérieur de la fondation par rapport au barrage peuvent être mesurés avec un pendule inversé ancré en profondeur dans la fondation, les déplacements sont mesurés à l'intérieur du barrage (CIGB, 2000).

Les déplacements d'un barrage sont souvent mesurés tous les mois ou tous les trimestres. Les barrages qui représentent des problèmes, nécessitent des mesures plus fréquentes. La fréquence des relevés lors du premier remplissage est importante et peut être programmée sur la base du niveau de remplissage des réservoirs.

Des mesures sont effectuées pour comprendre le mouvement du barrage par rapport aux mouvements estimés dans la conception (Rubertis, 2018). Les déplacements sont un indicateur important du comportement structurel des barrages.

Tout changement inattendu dans les résultats des mesures traduit une évolution anormale du comportement du barrage et donc un début d'atteinte à la sécurité de l'ouvrage (CIGB, 2000). Les différents instruments employés pour mesurer et surveiller l'évolution des paramètres cités auparavant durant la vie d'un barrage sont regroupés dans le Tableau I.5. Plus de détails sont décrits sur la méthode de leur fonctionnement ainsi que leurs limites (cf. Annexe I.1).

I.4.4 Température

La variation de la température ambiante joue un rôle important dans le processus de dégradation des barrages. La présence d'un gradient thermique entre la surface des parements et l'environnement peut provoquer des contraintes thermiques et un retrait générant des fissures dans le corps de l'ouvrage ce qui favorise la pénétration d'agents agressifs par la suite (Mehta et Monteiro, 2014). De plus, la température augmente la cinétique des réactions. Ce fait explique pourquoi certaines structures en béton situées dans des régions chaudes se dégradent plus rapidement que des structures insérées dans des régions froides et tempérées.

La plus grande partie des contraintes de traction qui se développent dans un barrage en béton sont dues à la variation de la température. La fissuration se produit dans un béton de masse lorsque les contraintes de traction dépassent la résistance maximale à la traction du béton (Noorzaei et al., 2006).

Les barrages en béton devraient être équipés d'instruments permettant de mesurer la température du béton. De nombreux types d'instruments sont utilisés pour mesurer la température dans différentes zones du corps du barrage : les thermocouples, les thermistances et les capteurs de température à résistance de platine (RTD) peuvent mesurer les températures d'un barrage et sa fondation (cf. Annexe I.1).

Dans le reste du chapitre, nous discutons les propriétés thermomécaniques du béton et les méthodes existantes pour l'estimation du champ thermique dans les barrages en béton durant la période d'exploitation que ce soit analytiques ou numériques. De même, les différentes méthodologies proposées pour la prédiction des déformations thermiques sont étalées.

I.5 Comportement thermique des barrages en béton

Avant d'aborder avec détail le comportement thermique d'un barrage en béton, quelques notions concernant le béton de masse, le gradient thermique et le changement de volume doivent être définies.

Béton de masses

La différence d'un béton de masse par rapport à un béton de structure réside dans son comportement thermique. (ACI, 2007) a défini le béton de masse comme étant tout volume de béton dont les dimensions sont suffisamment grandes pour que des mesures soient prises pour faire face à la chaleur d'hydratation générée et le retrait lors de sa mise en place afin de minimiser les fissures.

Gradient thermique

Les changements de température sur un trajet particulier ou sur une section d'une structure sont appelés gradients thermiques (ACI, 2007). Les gradients thermiques sont classés en gradients de masse ou en gradients de surface :

- Le gradient de masse est la température différentielle entre celle d'une masse de béton et celle de la fondation. Le refroidissement de la température interne maximale d'une grande masse à long terme vers une température stable correspond à un gradient de masse. Les propriétés du béton de masse, de la roche de fondation ainsi que la géométrie de la structure déterminent comment un gradient de masse et son changement de volume se traduisent par des déformations et des contraintes pouvant causer des fissures.
- Les gradients de surface résultent du refroidissement du béton de surface par rapport à une température interne plus stable. Lorsque la surface se contracte par refroidissement, une tension se crée, ce qui entraîne une fissuration. Dans ce cas, l'intérieur devient la surface de retenue contre laquelle le béton de surface réagit. La fissuration du gradient de surface est souvent limitée aux faibles profondeurs.

Changement de volume

La dilatation et la contraction du béton durci provoquent un changement de volume. Bien que les variations volumétriques dues aux réactions chimiques ont été maîtrisées dans les structures en béton grâce à des essais en laboratoire sur les agrégats de béton en sélectionnant d'agrégats non réactifs et l'utilisation de ciments faiblement alcalins contrôlent, les variations de la température sont les principales causes de ces dilatations et contractions (Townsend, 1981).

Le comportement thermique d'un barrage en béton se distingue par deux catégories : pendant la phase de construction et pendant la phase d'exploitation. La différence fondamentale entre les deux réside dans les charges thermiques auxquelles la structure est soumise. Pendant la construction d'un barrage en béton, il y a une grande génération de la chaleur due à l'hydratation du béton.

En raison de ses grandes dimensions, cette chaleur reste emprisonner dans le corps du barrage, ce qui fait augmenter la température intérieure de l'ouvrage. Le refroidissement de la

structure à une température constante est très lent, ça peut durer plusieurs décennies. L'évolution de la température dans un barrage en béton peut être divisée en trois stades :

Stade précoce : Ce stade est caractérisé par un changement brusque du module d'élasticité avec le temps et une variation remarquable de la température du béton en raison de la quantité considérable de la chaleur d'hydratation généré par le ciment. Il est d'une durée de presque un mois : à partir de la mise en place du béton jusqu'à la dissipation complète de la chaleur d'hydratation.

Pendant la phase de construction, le barrage est soumis à : La température ambiante, la radiation solaire, la chaleur d'hydratation qui évolue lors de durcissement du béton. Quand le béton est coulé avec une température T_p , il ne peut pas être complètement refroidi vu les grandes dimensions des plots, ce qui le laisse dans un état adiabatique et sa température augmente en fonction de la courbe de montée adiabatique comme le montre la Figure I.14.

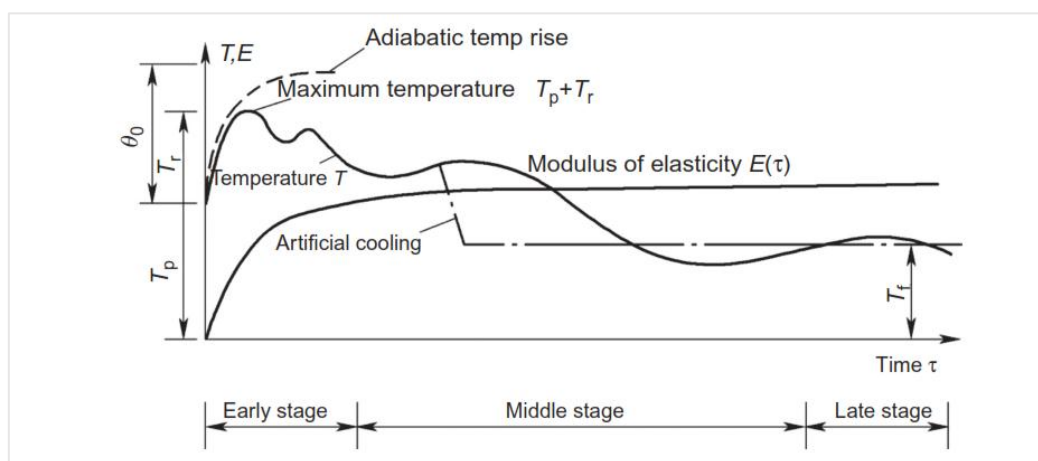


Figure I.14 : Variation de la température et du module d'élasticité du béton de masse (Bofang, 2014)

En réalité, il y a une perte de chaleur du haut et des côtés des plots coulés, c'est pourquoi la température du béton dévie de la courbe adiabatique, elle augmente à son maximum $T_p + T_r$ puis diminue. T_r est l'élévation de température due à la chaleur d'hydratation du ciment.

Après avoir été recouvert de béton nouvellement coulé, l'ancien béton sera influencé par la chaleur d'hydratation produite par le béton nouvellement coulé, et sa température reprendra légèrement, ce qui explique le deuxième pic dans la Figure I.14. Ensuite, la température continue à diminuer. Afin d'accélérer le processus de refroidissement, des tuyaux de refroidissement sont généralement adoptés pendant la construction des barrages.

Dans les barrages en béton, les déformations et les contraintes thermiques se développent par dilatation du béton. La dissipation lente de la chaleur d'hydratation et la variation cyclique de la température sont les principales causes de ces déformations. L'adoption des mesures pour réduire la chaleur générée par l'hydratation et diminuer la température de la mise en place du mélange peut amoindrir les déformations. L'emploi d'un ciment à basse température, remplacer une partie du ciment par les pouzzolanes, l'introduction d'additifs et l'utilisation d'un mélange de béton conçu pour limiter la chaleur d'hydratation sont toutes des méthodes qui peuvent être efficaces. Aussi, le refroidissement des agrégats utilisés pour la préparation du mélange du

béton peut modifier la température de la mise en place. L'incorporation d'une tuyauterie dans le béton du barrage pendant la construction est la méthode de refroidissement artificiel la plus utilisée (Townsend, 1981).

Cette technique a été appliquée pour la première fois en 1933, durant la construction du barrage de Hoover. Des tuyaux en acier qui ont un diamètre de 25 mm et une épaisseur de 1,5-1,8 mm sont posés sur la surface supérieure de la couche du béton étalé avant la mise en place du nouveau béton. L'eau qui coule dans les serpentins refroidit le béton. La hauteur de levage du béton définit l'espacement vertical du serpentins tandis que l'espacement horizontal varie entre 1,5 et 3,0 m.

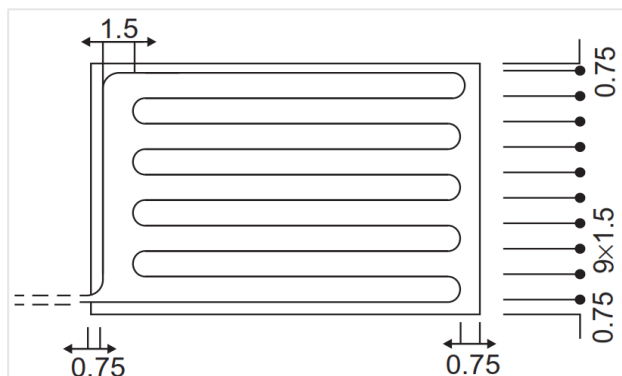


Figure I.15 : Disposition horizontale des serpentins pour le refroidissement du béton

Malgré que les ingénieurs adoptent une disposition rectangulaire des serpentins pour la construction des barrages, une disposition hexagonale, comme décrit sur la Figure I.16, offre un refroidissement optimal. (Bofang, 2014) a montré que la surface de refroidissement augmente de 7 % quand on utilise une disposition hexagonale par rapport à une disposition rectangulaire.

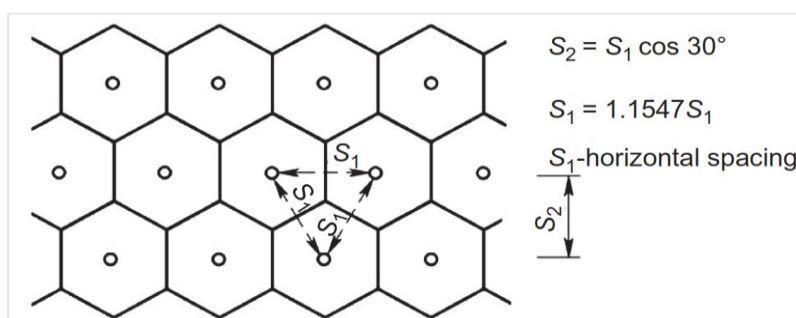


Figure I.16 : Disposition hexagonale des serpentins pour le refroidissement du béton (Bofang, 2014)

Une procédure basée sur la méthode des éléments finis pour simuler le processus de construction de barrages BCR est présentée par (Abdulrazeg et al., 2012) en adoptant un modèle qui prend en considération les caractéristiques les plus pertinentes du comportement du béton, tel que l'hydratation, le vieillissement et l'influence de la température sur le fluage et le module d'élasticité sont pris en considération. La fiabilité du modèle développé est testée sur le barrage voûte Karun III situé en Iran. Le modèle est capable de simuler efficacement la réponse structurelle du barrage : les résultats ont montré que des zones de température plus élevées sont formées au noyau du barrage, en particulier, aux endroits les plus épais proches des rives, dont

les valeurs vont progressivement diminuer pour atteindre la température de l'air. Les exigences de résistance aux fissures sont plus importantes dans la zone haute, car la température adiabatique est élevée dans cette zone.

Stade intermédiaire : commence à la fin de la libération de la chaleur du ciment et termine lorsque le béton est refroidi à une température finale stable. Les contraintes thermiques dans cette étape sont causées par le refroidissement du béton et les changements de température externe. La température des zones du béton qui se trouvent à plus de 7 m des parements ne sera pas affectée par les variations des conditions climatiques, seule la température de la mise en place, la chaleur d'hydratation et la température de la mise en place de la couche ou plot supérieur. Le module d'élasticité changera légèrement avec le temps dans cette phase.

Stade final : cette étape représente la période d'exploitation quand le béton est complètement refroidi. Les contraintes thermiques sont principalement causées par les conditions climatiques de la région. Généralement, la température de l'air, la température de l'eau et la radiation solaire sont les principaux facteurs qui agissent sur la dégradation du béton. La variation journalière des conditions climatiques entraîne des dilatations thermiques et engendre des contraintes si les dilatations sont empêchées.

Dans le nord de l'Algérie, des écarts annuels de la température ambiante peuvent dépasser les 25 °C. Les variations cycliques de la température ambiante et de la température de la retenue sont responsables de la génération et de la propagation des fissures, ce qui cause une détérioration du béton des parements (Malm et Ansell, 2011). De plus, les déplacements de la crête dans la direction amont-aval sont fortement liés aux variations saisonnières de la température. Cela provoque la propagation des fissures transversales (Zhang et Ma, 1991).

Connaitre les mécanismes de transfert de chaleur entre le barrage et son environnement ainsi que les propriétés thermiques du béton permettront d'évaluer le comportement thermique de la structure avec précision.

I.5.1 Équation de chaleur

Le comportement thermique des barrages en béton est un problème de transfert de chaleur par conduction sous la forme d'une équation différentielle. Dans un solide continu isotrope et homogène où il n'y a pas de génération interne de chaleur et avec des propriétés thermiques invariantes, l'équation de transfert de chaleur, appelée équation de Fourier, pour un régime transitoire peut être exprimée dans un système cartésien par l'équation suivante (Carslaw et Jaeger, 1959) :

$$\frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{\lambda}{\rho c} \nabla T \right) \quad (I.1)$$

où :

t : le temps, T : température du solide, λ : la conductivité thermique ($W/m.K$), ρ : la densité (kg/m^3), et c : la chaleur spécifique ($J/kg.K$). Puisque la température des matériaux diverge dans une plage étroite, nous considérons que les propriétés thermiques sont invariantes avec la température (Léger *et al.* 1993a, 1993b).

Une bonne analyse des contraintes et des déplacements thermiques dans les barrages en béton passe d'abord par une bonne estimation du champ thermique. En phase d'exploitation, l'équation de transfert de chaleur peut être résolue selon deux méthodes :

- La première suppose des hypothèses de manière à simplifier la géométrie du barrage et les conditions aux limites afin que l'équation puisse être résolue de manière analytique.
- La deuxième méthode permet d'obtenir une solution approchée par des méthodes numériques telles que la méthode des éléments finies (MEF) et la méthode des différences finies (MDF).

I.5.1.1 Méthode analytique

Pour des géométries régulières et des conditions aux limites simplifiées, (Carslaw et Jaeger, 1959) présentent des solutions analytiques pour des problèmes de conduction thermique. (Stucky et Derron, 1957) ont proposé une méthode pour résoudre l'équation de transfert de chaleur dans les barrages analytiquement. La solution est obtenue dans un domaine unidimensionnel de longueur finie, dans lequel ses extrémités sont soumises à une température qui suit une variation sinusoïdale.

$$T_u(t) = \bar{T}_u + A_u \cos(\omega t) \quad (I.2)$$

$$T_d(t) = \bar{T}_d + A_d \cos(\omega t) \quad (I.3)$$

avec

A_u et A_d sont respectivement l'amplitude annuelle de la température en aval et en amont et \bar{T}_u et \bar{T}_d sont respectivement la température moyenne annuelle à l'amont et l'aval. Nous considérerons les sections horizontales des barrages comme un domaine unidimensionnel de longueur L avec l'origine des abscisses dans le parement aval et le sens positif est vers l'amont. La température du béton T à un point x de la section à l'instant t est déterminée par la solution analytique décrite dans l'équation (I.8) :

$$T(x, t) = f(x) \cos(\omega t) + \psi(x) \sin(\omega t) + C_1 + C_2 x, t \geq 0, 0 \leq x \leq L \quad (I.4)$$

Les fonctions $f(x)$ et $\psi(x)$, sont calculées par les équations suivantes :

$$f(x) = A_u \cos(\mu x) \cosh(\mu x) + B \cos(\mu x) \sinh(\mu x) + C \sin(\mu x) \cosh(\mu x) + D \sin(\mu x) \sinh(\mu x) \quad (I.5)$$

$$\psi(x) = -A_u \sin(\mu x) \sinh(\mu x) - B \sin(\mu x) \cosh(\mu x) + C \cos(\mu x) \sinh(\mu x) + D \cos(\mu x) \cosh(\mu x) \quad (I.6)$$

Où μ est donnée par l'équation I.7. a et T sont respectivement le coefficient de diffusivité thermique en m^2/h et la période des oscillations de la température extérieure.

$$\mu = \sqrt{\pi/aT} \quad (I.7)$$

Les constantes d'intégration A, B, C et D sont calculées comme suit :

$$A = A_u \quad (I.8)$$

$$B = A_u \sinh(\mu L) \frac{\frac{A_d}{A_u} \cos(\mu L) - \cosh(\mu L)}{\cosh^2(\mu L) - \cos^2(\mu L)} \quad (I.9)$$

$$C = A_{\theta,u} \sinh(\mu L) \frac{\frac{A_d}{A_u} \cosh(\mu L) - \cos(\mu L)}{\cosh^2(\mu L) - \cos^2(\mu L)} \quad (I.10)$$

$$D = 0$$

C_1 et C_2

$$C_1 = \bar{T}_u \quad (I.11)$$

$$C_2 = \frac{\bar{T}_d - \bar{T}_u}{L} \quad (1.12)$$

Le choix de parement aval comme parement origine est justifié par des raisons pratiques. Il est préférable de choisir le parement qui subit des variations de température avec une grande amplitude comme parement origine.

Dans le cas d'un barrage, nous considérons le parement aval, car l'amplitude de variation de la température de l'air est plus importante que celle de l'eau.

(Léger et Leclerc, 2007) présentent de nouvelles méthodes dans le domaine fréquentiel, pour la résolution « directe » et « inverse » du problème de transfert de chaleur unidimensionnel, dans le but d'évaluer le champ thermique dans un barrage en béton. La solution directe prédit la distribution du champ thermique, dans les sections de barrage, à partir des valeurs de la température aux surfaces amont et aval.

Tandis que la solution inverse utilise les données de température enregistrées par les thermomètres intégrés dans la digue, pour interpoler et extrapoler le champ de température aux faces externes, en tenant compte de l'atténuation des ondes thermiques et du déphasage avec la profondeur le long d'une section.

(Léger et Seydou, 2009) admettent quelques hypothèses simplificatrices du problème, il s'agit de simuler l'effet du rayonnement solaire par incrémentation de la température de l'air de quelques degrés ou, d'ajouter une épaisseur virtuelle supplémentaire (ΔL) pour tenir compte du phénomène de convection, équation (1.13).

$$\Delta L = \frac{\lambda}{h_c} \quad (1.13)$$

Une nouvelle solution analytique de l'équation de transfert de chaleur, dans un solide unidimensionnel (1D), dont les extrémités subissent des variations de température sinusoïdales est proposée par (Santillán et *al.*, 2015a).

Utilisant la transformation discrète de Fourier, le nouveau modèle analytique considère le problème thermique comme la superposition de trois problèmes. Le premier problème est un flux de chaleur qui se propage dans un domaine unidimensionnel dont, ses extrémités sont dans un milieu à température constante, sa solution est représentée par l'équation suivante :

$$u(x, t) = \frac{(\bar{T}_u - T_d)h_d h_u x + \bar{T}_d (h_d + h_u h_u L) + \bar{T}_u h_u}{h_d + h_u + h_d h_u L} \quad (1.14)$$

Où h_u, h_d sont respectivement les coefficients de convection à l'amont et à l'aval, Le deuxième problème, représente le flux de chaleur dans un domaine unidimensionnel sans perte de chaleur de sa surface, et dont les extrémités sont dans un milieu où la température égale zéro à $x = 0$ et à $x = L$, la température égalant, $A_u \sin \omega t$. v , représente la solution du deuxième problème.

$$v = \frac{A_u h_u}{2} \left[S_p e^{i\omega t} \cdot \frac{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i) \cosh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)x\right\} + h_d \sinh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)x\right\}}{\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_p + h_d C_p\right)\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_p + h_u C_p\right) - h_d h_u} + \right. \\ \left. S_n e^{i\omega t} \cdot \frac{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i) \cosh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)x\right\} + h_d \sinh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)x\right\}}{\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_n + h_d C_p\right)\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_n + h_u C_p\right) - h_d h_u} \right] \quad (1.15)$$

Alors que le troisième problème, est le même que le deuxième, seulement la température égale à $A_d \sin \omega t$ à $x = 0$ et elle est nulle à $x = L$. L'équation 1.16 décrit la solution pour ce problème

$$w = \frac{A_d h_d}{2} \left[S_p e^{i\omega t} \cdot \frac{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i) \cosh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)(L-x)\right\} + h_u \sinh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)(L-x)\right\}}{\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_p + h_d C_p\right)\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_p + h_u C_u\right) - h_d h_u} + \right. \\ \left. S_n e^{i\omega t} \cdot \frac{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i) \cosh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)(L-x)\right\} + h_u \sinh\left\{\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)(L-x)\right\}}{\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_n + h_d C_p\right)\left(\sqrt{\frac{\omega}{2\chi}}(1+i)S_n + h_u C_p\right) - h_d h_u} \right] \quad (1.16)$$

Donc la solution du problème thermique dans un domaine unidimensionnel dont les extrémités se trouvent dans des milieux aux températures prescrites qui suivent une loi sinusoïdale est :

$$T = u + v + w \quad (1.17)$$

1.5.1.2 Méthode numérique

Le comportement thermique dans les barrages en béton peut être étudié par des techniques basées sur des méthodes numériques. Ces derniers donnent des résultats avec un degré d'approximation. Grâce à la puissance de calcul des microprocesseurs actuels, le degré d'approximation de ces techniques est très élevé. La méthode des éléments finis et la méthode des différences finies sont fréquemment employées pour étudier les problèmes de transfert de chaleur par conduction dans un solide, que ce soit pour une analyse bidimensionnelle ou tridimensionnelle.

Le développement des microprocesseurs actuels permis l'utilisation des méthodes numériques pour, la résolution d'équations différentielles dans un temps réduit avec un coût moins onéreux, d'une manière plus proche à la réalité, en minimisant les hypothèses de simplification adoptées.

Généralement, la méthode des différences finies est souhaitable pour résoudre les problèmes thermiques unidimensionnels (1D), alors que les problèmes thermiques bidimensionnels et tridimensionnels sont traités par la méthode des éléments finis.

La méthode des différences finies (MDF)

(Agullo et *al.*, 1996) développent un modèle pour la simulation du comportement thermique dans un barrage en exploitation soumis à des charges thermiques environnementales, en résolvant l'équation de fourrier dans un domaine unidimensionnel de longueur finie. Il s'agit d'un modèle simple basé sur un schéma explicite de différences finies qui, mesure la température dans les nœuds du maillage à tout moment, en considérant les différentes variables qui caractérisent le béton, la géométrie du barrage et les conditions climatiques de la région.

Les sections horizontales du barrage à différentes hauteurs, sont supposées un domaine unidimensionnel de longueur finie perpendiculaire à la surface du milieu du barrage en coordonnées x , dont l'origine des abscisses est à la face aval et une direction positive vers l'amont, et discrétisé en mailles de taille Δx . La température au nœud i au temps $t+\Delta t$, $T_{i,\Delta t}$ a été calculée par l'équation suivante :

$$T_{i,\Delta t} = T_i + \frac{\lambda \Delta t}{\rho c (\Delta x)^2} (T_{i+1} - 2T_i + T_{i-1}) \quad (1.18)$$

Les conditions aux limites aux extrémités du maillage peuvent être de type Dirichlet (température imposée) ou type Neumann (flux de chaleur imposé). Dans le cas d'une extrémité en contact avec l'eau, une température égale à celle de l'eau en contact avec le point en question est imposée. La condition est exprimée dans un schéma de différences finies, selon l'équation (I.19), où i est la température du nœud externe i à l'instant t et T_w la température de l'eau en contact avec le nœud i au même instant.

$$T_{i,t} = T_{w,t} \quad (1.19)$$

D'autre part, la température d'une extrémité en contact avec l'air, n'est pas égale à celle de l'air, à cause de l'effet du rayonnement solaire et du phénomène de convection. Il sera plus judicieux d'imposer un flux de chaleur, donc une condition aux limites de type Dirichlet. Ce flux représente le transfert de chaleur par les différents mécanismes de transmission de chaleur (rayonnement solaire, convection, et radiation). Cette condition aux limites est exprimée dans un schéma de différences de finies selon l'équation (I.20). Où q_T est le flux de chaleur imposé à l'instant t et à une température du béton T , Δt est le pas du temps utilisé.

$$\lambda \frac{T_{i+1}-T_i}{\Delta x} + q_T = \rho c \frac{\Delta x}{2} \left(\frac{T_{i,\Delta t}-T_i}{\Delta t} \right) \quad (1.20)$$

La condition nécessaire et suffisante pour obtenir une solution stable est la même que celle pour la convergence de la solution. Cela peut être exprimée au moyen de l'expression suivante :

$$\Delta t \leq \frac{1}{\frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{2}{(\Delta x)^2} + \frac{h_c}{\lambda \Delta x} \right)} \quad (1.21)$$

Dans le cas des barrages en béton, un grand nombre de nœuds est nécessaire pour refléter correctement la transmission de la chaleur à l'intérieur, ce qui conduit à un grand nombre d'opérations de calcul, tel que l'inversion d'une matrice d'ordre supérieur à chaque pas de temps. Pour cette raison, il est préférable d'utiliser des méthodes explicites pour ces cas.

(Santillán et *al.*, 2015b) a amélioré le modèle de (Agullo et *al.*, 1996) en proposant une nouvelle méthodologie pour calculer les flux de chaleur, qui tient compte des phénomènes thermiques négligés dans les travaux ultérieurs, comme le refroidissement par évaporation, le refroidissement nocturne ou l'ombre. Le modèle amélioré présente de meilleures performances que ceux analytiques et l'ancien.

Les modèles mathématiques développés dans un domaine bidimensionnel ou tridimensionnel peuvent prendre en compte les flux de chaleur dans deux et trois dimensions, mais leurs exigences sont beaucoup élevées que celles à une seule dimension.

Méthode des éléments finis (MEF)

La méthode des éléments finis fournit un outil puissant, pour résoudre l'équation de chaleur dans les domaines unidimensionnels, bidimensionnels et tridimensionnels. Elle prédit les déplacements et les contraintes thermiques dans un barrage à partir des lois physiques (Bathe, 1982; Zienkiewicz et Morgan, 1983; Zienkiewicz et Taylor, 2000; Huebner et *al.*, 2001).

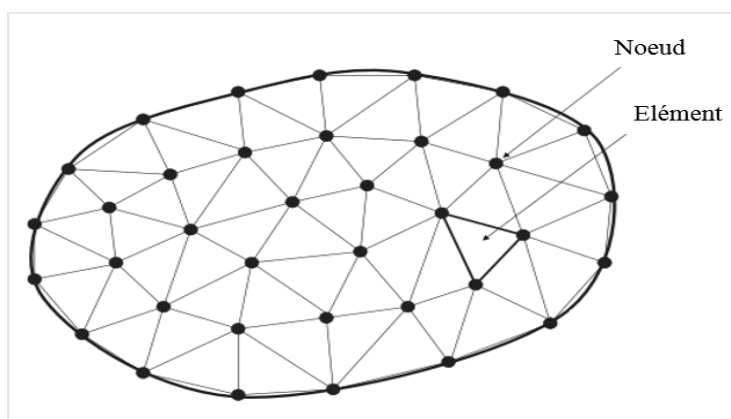


Figure I.17 : Maillage d'une géométrie par la méthode des éléments finis (Reddy et Gartling, 2010)

La méthode des éléments finis (MEF) est une méthode de résolution numérique des problèmes physiques. Le procédé divise le domaine continu en un ensemble d'éléments finis interconnectés les uns aux autres par un nombre discret de points appelés nœuds. Les équations qui régissent le comportement du milieu continu régissent également celles des éléments. Mathématiquement, un problème de physique est décrit par des équations différentielles ou par

une expression intégrale. La forme des éléments est triangulaire ou quadrilatérale et les nœuds sont indiqués par des points (Bergheau et Fortunier, 2008).

À l'exception des nœuds du milieu des éléments, chaque nœud agit comme un connecteur entre deux ou plusieurs éléments. Tous les éléments qui partagent un nœud ont les mêmes composantes de déplacement sur ce nœud. Le système comporte trois éléments fondamentaux (Cook, 1995) :

- Le domaine, qui est l'espace géométrique où le système sera analysé.
- Les conditions aux limites, qui sont une série de variables connues responsables de modifications du système, peuvent être, entre autres, des températures imposées, des flux de chaleur ou des sources de chaleur.
- La température, qui est la variable qu'on souhaite la connaître après l'action des conditions aux limites sur le système, telles que les températures ou les déplacements.

Les principales étapes de la formulation par éléments finis et de l'analyse d'un problème typique sont (Reddy et Gartling, 2010):

1. Discrétisation du domaine en un ensemble d'éléments finis sélectionnés. Un élément fini n'est pas simplement une forme géométrique, il est doté de certaines caractéristiques géométriques et physiques.
2. Construction d'un énoncé, souvent un énoncé pondéré à intégrale ou faible, qui est équivalent (dans un certain sens) à l'équation différentielle à analyser sur un élément typique.
3. Développement du modèle à éléments finis (c'est-à-dire un ensemble de relations algébriques entre les inconnus) en utilisant l'énoncé d'intégrale pondérée ou une forme faible sur un élément. La même équation différentielle peut avoir différents modèles d'éléments finis en fonction du choix de la méthode d'approximation (forme de Galerkin de forme faible, moindres carrés, sous-domaine, collocation, etc.).
4. Assemblage d'éléments finis pour obtenir le système global d'équations algébriques.
5. Imposition de conditions aux limites.
6. Solution d'équations.
7. Post-calcul de la solution et des quantités d'intérêt.

Les étapes 2 et 3 sont des étapes de formulation tandis que les étapes restantes sont des calculs.

La méthode des éléments finis fournit des résultats approximatifs, ils peuvent être améliorés en choisissant les éléments qui représentent le mieux la structure. De nombreux problèmes pratiques ont des limites courbes, et il est souvent nécessaire d'utiliser un grand nombre d'éléments à côté droit le long des limites courbes afin d'obtenir une représentation géométrique raisonnable. Le nombre d'éléments nécessaires peut être considérablement réduit si des éléments incurvés sont utilisés, ce qui entraîne une réduction conséquente du nombre total de variables dans le système, en particulier en cas de limitation de la mémoire / des coûts

informatiques impliqués (Khennane, 2013). Bien qu'il existe de nombreuses méthodes de création d'éléments incurvés, la méthode la plus largement utilisée dans la pratique implique une cartographie isoparamétrique à partir d'éléments réguliers (Figure I.19). Étant donné que les fonctions de forme de l'élément parent régulier sont connues en matière de systèmes de coordonnées local, celles de l'élément curviligne généré peuvent également être déterminées. La cartographie est simple et directe (Bofang, 2014).

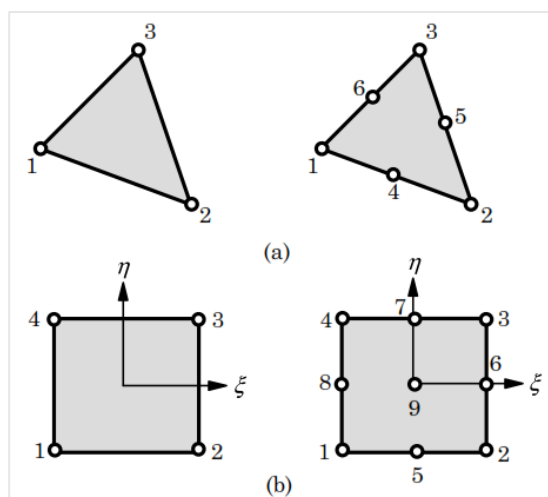


Figure I.18 : Éléments linéaires et quadratiques
(a) triangulaires et (b) rectangulaires (Nithiarasu *et al.*, 2016)

Les éléments isoparamétriques sont construits par transformation de coordonnées. L'élément isoparamétrique quadratique 2D à huit nœuds est illustré à la Figure I.19. L'élément dans les coordonnées locales est un carré de dimension 2 x 2, l'origine des coordonnées locales (ξ, η) est le centre de l'élément et des quatre éléments de frontière sont $\xi + 1$ et $\eta + 1$. Dans les coordonnées cartésiennes, l'élément est un quadrilatère. Les coordonnées de tout point de l'élément sont exprimées par :

$$\begin{aligned} x &= \sum N_i x_i = N_1 x_1 + N_2 x_2 + \dots \\ y &= \sum N_i y_i = N_1 y_1 + N_2 y_2 + \dots \end{aligned} \quad (\text{I.22})$$

L'équation (I.22) représente la formule de transformation de coordonnées pour un élément isoparamétrique 2D, avec $N_i(\xi, \eta)$ qui est la fonction de forme exprimée par les coordonnées locales ξ et η , et (x_i, y_i) sont les coordonnées cartésiennes du nœud i .

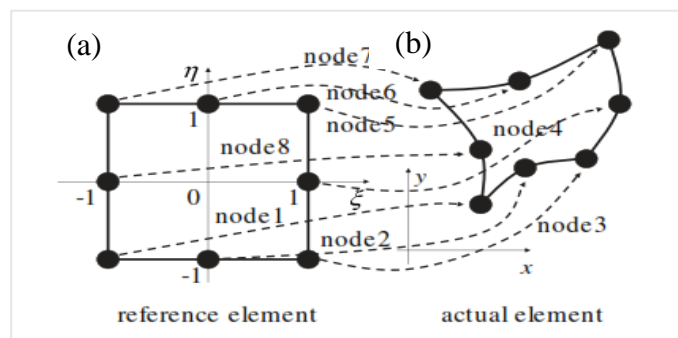


Figure I.19 : Éléments isoparamétriques quadratiques à deux dimensions : (a) coordonnées locales et (b) coordonnées cartésiennes (Bergheau et Fortunier, 2008)

La température en un point quelconque de l'élément dans le système de coordonnées cartésiennes est exprimée par l'équation (I.23), où T_i est la température au noeud i dans la coordonnée cartésienne :

$$T = \sum N_i T_i = N_1 T_1 + N_2 T_2 + \dots \quad (I.23)$$

Pour les nœuds aux coins de l'élément ($i = 1,2,3,4$) la fonction de forme $N_i(\xi, \eta)$ est exprimée par l'expression suivante :

$$N_i = \frac{1}{4} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(\xi_0 + \eta_0 - 1) \quad (I.24)$$

Pour les nœuds situés au milieu :

$$N_i = \frac{1}{2} (1 - \xi^2)(1 + \eta_0) \quad \text{Pour } i = 5,6$$

$$N_i = \frac{1}{2} (1 - \eta^2)(1 + \xi_0) \quad \text{Pour } i = 7,8 \quad (I.25)$$

$$\text{Où : } \xi_0 = \xi_i \xi, \eta_0 = \eta_i \eta$$

L'assemblage d'éléments est appelé maillage d'éléments finis. Un maillage des éléments finis est représenté par un système d'équations algébriques à résoudre le problème étudié au niveau des nœuds (Reddy et Gartling, 2010). La génération d'un maillage d'éléments finis pour un domaine donné doit suivre les instructions ci-dessous :

- Le maillage doit représenter la géométrie du domaine de calcul et la représentation du flux de frontière avec précision.
- Le maillage doit être tel que les grands gradients de la solution (température et vitesses) soient représentés de manière adéquate.
- Le maillage ne doit pas contenir d'éléments présentant de très grands rapports de longueur et / ou des distorsions angulaires.

Le maillage utilisé peut-être grossier (c'est-à-dire peu d'éléments) ou raffiné (c'est-à-dire de nombreux éléments) et peut-être construit en un ou plusieurs ordres et types d'éléments (par exemple, linéaire et quadratique, triangulaire et quadrilatère). Avoir des connaissances physiques du phénomène simulé peut aider à faire un choix optimal. Les résultats obtenus doivent être validés par le biais des données réelles ou expérimentales.

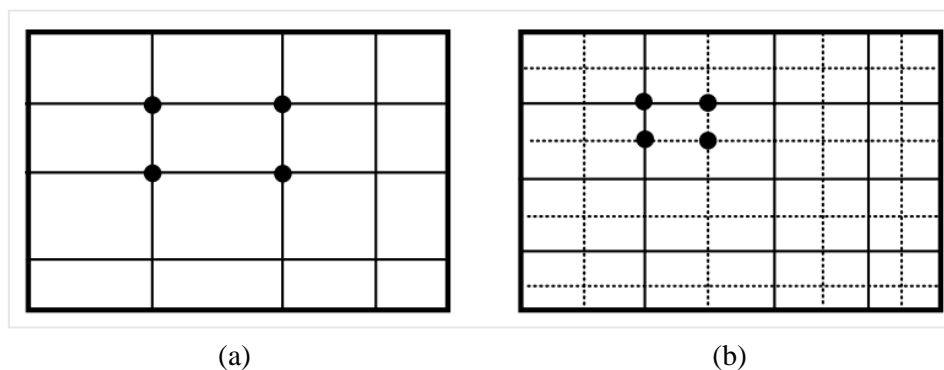


Figure I.20 : Types de maillage utilisé
(a) maillage grossier (b) maillage raffiné

Des formules d'éléments finis prêtes à l'emploi sont contenues dans les programmes MEF à usage général. Il est possible d'utiliser des programmes MEF sans avoir une connaissance suffisante de la méthode d'analyse ou du problème auquel elle est appliquée, ce qui peut avoir des conséquences qui vont de gênant à désastreux. La MEF présente des avantages par rapport à la plupart des autres méthodes d'analyse numérique, notamment la polyvalence et l'attrait physique (Cook et *al.*, 2001):

- La MEF est applicable à tous les problèmes de champ : transfert de chaleur, analyse de contraintes, champs magnétiques, etc.
- Il n'y a pas de restriction géométrique. Le corps ou la région analysée peut avoir n'importe quelle forme.
- Les conditions aux limites et le chargement ne sont pas limités. Par exemple, dans l'analyse des contraintes, toute partie d'un corps peut être supportée, tandis que des forces distribuées ou concentrées peuvent être appliquées à toute autre partie.
- Les propriétés des matériaux ne sont pas limitées à l'isotropie et peuvent changer d'un élément à l'autre ou même à l'intérieur d'un élément.
- Les composants ayant des comportements et des descriptions mathématiques différents peuvent être combinés : Ainsi, un seul modèle MEF peut contenir des barres, des poutres, des plaques, des câbles et des éléments de friction.
- Une structure d'éléments finis ressemble de près au corps ou à la région à analyser.
- L'approximation est facilement améliorée en classant le maillage de manière à ce que davantage d'éléments apparaissent là où les gradients de champ sont élevés et qu'une résolution supérieure est requise.

Les conditions aux limites pour la méthode des éléments finis sont définies de la même manière pour la méthode des différences finies.

De nombreux travaux ont eu recours à la méthode des éléments finis pour simuler la réponse thermique des barrages en béton. Une procédure utilisant la méthode des éléments finis pour modéliser la réponse thermique d'un système typique : barrage-fondation-réservoir typique est présentée par (Léger et *al.*, 1993a ; 1993b). Les variations de température du réservoir, de la fondation et de l'air de même que l'effet des radiations solaires sont évalués comme étant des conditions aux limites. La distribution de la température du béton est définie comme condition initiale d'une analyse paramétrique menée afin de déterminer l'influence de la géométrie, des propriétés thermiques et mécaniques du barrage, la distribution des températures dans le réservoir et le flux de chaleur par radiation solaire sur l'état de contrainte des barrages. Il s'est révélé que les paramètres qui affectent le plus les contraintes aux surfaces du barrage sont : la température de l'air et la hauteur du barrage. Tandis que, la radiation solaire, le coefficient de conduction et le coefficient de convection accélèrent la pénétration du gel.

Dans ses travaux (Daoud, 1997) a développé un modèle numérique basé sur la méthode des éléments finis pour calculer la distribution de la température dans un barrage-poids avec un pas de temps de 8 heures. Deux conductivités thermiques sont utilisées selon l'état de saturation du béton : complètement saturé ou partiellement saturé, des conditions qui permettent d'améliorer la précision des résultats de calculs. Une attention bien particulière est prêtée au

calcul des conditions aux limites à l'interface eau-béton, par l'utilisation d'un modèle en différences finies qui tient compte de la formation des couches en glace à la surface du réservoir pour l'estimation de la température de l'eau.

Le champ thermique simulé montre une variation considérable du gradient thermique à l'interface entre les zones complètement et partiellement saturées. La conductivité thermique semble avoir une influence considérable sur le transfert thermique dans un barrage en béton. L'étude thermique est exploitée par une étude mécanique qui, vise à calculer les contraintes thermiques générées par la variation des conditions climatiques. Les propriétés physicomécaniques du béton sont assignées conformément à l'état de saturation du béton.

(Sheibany, Ghaemian, 2006) ont déterminé la distribution des contraintes thermiques dans un barrage en voûte par un modèle tridimensionnel en éléments finis. En plus de la température de l'air, la fluctuation celle de l'eau et la radiation solaire sont considérées comme des conditions aux limites pour, résoudre le problème de transfert de chaleur au sein de la structure. Les résultats de l'analyse par éléments finis, montrent que les charges thermiques ont les effets les plus significatifs sur la provocation des fissures en aval par rapport aux poids propres et la poussée hydrostatique. Les zones fissurées à l'aval se conforment aux régions ayant la température la plus élevée.

En continuité des travaux antérieurs, (Jin *et al.*, 2010), ont suggéré un modèle numérique, permettant de prédire la distribution non uniforme de la température de la surface aval d'un barrage voûte, en tenant compte à la fois du rayonnement solaire et de l'ombre. La radiation solaire est calculée par le modèle ASHARE. La fiabilité du modèle est testée par son application à un cas réel. Les résultats révèlent que la distribution non uniforme de la température sur l'aval du barrage a un effet considérable sur les contraintes thermiques ainsi que sur la propagation des fissures.

Le modèle de ASHARE est développé sur la base de l'analyse des données expérimentales moyennes obtenues aux États-Unis. Le modèle propose une méthode pour l'estimation de la variation horaire des différentes composantes du rayonnement solaire sur une surface horizontale et inclinée par temps clair. La méthode est basée sur un modèle d'atténuation exponentielle dans lequel le rayonnement direct du faisceau normal diminue avec l'augmentation de la distance parcourue dans l'atmosphère (Nijegorodov, 1996).

A l'aide d'un modèle numérique basé sur la mécanique de la rupture non linéaire et la théorie de plasticité, (Malm, Ansell, 2011) ont simulé la génération des fissures due à la variation saisonnière de la température, dans un barrage à contreforts en période d'exploitation. Les résultats de simulation indiquent que, les contraintes thermiques en combinaison avec la poussée hydrostatique sont la raison principale de la fissuration dans ce type de barrages.

L'installation d'un système de surveillance sophistiqué a permis aux chercheurs (Pavel *et al.*, 2015) d'utiliser les mesures continues de la température du béton, de l'eau, de l'air ainsi que de la radiation solaire pour résoudre les problèmes de conduction thermique non linéaire et non stationnaire dans un barrage-poids, par un modèle numérique simple.

Vu les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux utilisés pour la construction des barrages BCR, ces structures sont hautement sensibles aux contraintes de traction. (Khanzaei et al., 2014) ont examiné l'évolution des contraintes et des fissures thermiques dans un barrage BCR à la fin de sa construction et durant sa période d'exploitation. Utilisant la méthode des éléments finis, les contraintes thermiques sont déterminées en tenant compte de la variation de la température de l'eau suivant la profondeur du réservoir et la température de l'air. Alors que, les fissures sont évaluées par un indice de fissure proposé. Les résultats de cette étude montrent qu'il y a une accentuation des contraintes thermiques après quelques années de la réalisation du barrage.

L'analyse des contraintes thermiques est très compliquée. Il est plus complexe d'analyser les contraintes thermiques que les contraintes causées par la poussée hydrostatique et le poids. Bien que ce genre de modèles, basés sur la méthode des éléments finis (MEF), donnent des résultats acceptables, ils sont fondés sur un certain nombre d'hypothèses qui peuvent diminuer leurs performances. En plus des simplifications apportées en ce qui concerne la géométrie et les conditions aux limites, il y a d'autres hypothèses comme les caractéristiques des matériaux liées au comportement structurel et l'évolution thermique des barrages en béton (Salazar, 2017). D'autre part, il est clair que l'intensité de la radiation solaire varie d'un jour à l'autre durant toute l'année et elle peut être importante dans la distribution du champ thermique. La non-consideration de la radiation solaire (Khanzaei et al., 2014) ou sa supposition en majorant la température de l'air de quelques degrés (Léger et al., 1993a ; 1993b) risque de mettre en question la crédibilité des conditions aux limites calculées ainsi que le résultat obtenu.

Autre remarque n'est pas considérée par la majorité des travaux ultérieurs malgré son impact direct sur les résultats : les barrages, en particulier les barrages voûtes, sont des structures caractérisées par la spécificité de la géométrie et la topographie du site qui varient d'un barrage à un autre. Dans un barrage voûte, la distribution de la radiation solaire sur la face aval n'est pas uniforme vu sa forme arquée, la variation de l'intensité de la radiation solaire le long de la journée et l'ombre créée par la topographie du site. Un point dans la surface aval du barrage qui est à l'ombre ne reçoit pas de l'énergie directe provenant du soleil, donc la composante directe est nulle, par conséquent le flux dû aux radiations solaires est de moindre importance.

I.6 Propriétés thermomécaniques du béton

I.6.1 Chaleur spécifique

La chaleur spécifique, C ($J/kg.K$), est une caractéristique physique qui indique la chaleur nécessaire par unité de masse du béton pour augmenter sa température d'un degré. Pour le béton, elle varie dans un intervalle situé entre 750 et 1200 $J/kg.K$ (USACE, 1995).

I.6.2 Conductivité thermique

Elle décrit le flux de chaleur qui traverse une masse du béton d'une épaisseur unitaire entre deux faces qui sont soumises à une différence de température. La valeur de la conductivité thermique du béton, λ ($W/m.K$), est comprise entre 1,73 et 3,76 $W/m.K$. Cette valeur est liée au type d'agrégats utilisés ainsi qu'à la densité et la teneur en eau du béton.

I.6.3 Diffusivité thermique

La diffusivité thermique est un paramètre physique qui représente la vitesse de propagation dans un matériau. Cette grandeur, en parallèle avec la conductivité thermique, participe à l'évolution des gradients et déformations thermiques et à la fissuration du béton. Elle représente le rapport entre la conductivité thermique et la masse volumique du matériau multipliée par la chaleur spécifique, équation (I.26).

Selon (Neville, 2012), la valeur de la diffusivité thermique du béton varie entre 0.002 et 0.006 m²/h en fonction de type des agrégats employés. (Léger et al., 1993b; Léger et al., 1993a) suggèrent des valeurs entre 0.0024 et 0.007 m²/h pour la diffusivité thermique du béton.

$$a = \frac{\lambda}{C \cdot \rho} \quad (I.26)$$

où :

a : Diffusivité thermique (m²/s), λ : conductivité thermique (W/m.K), C : chaleur spécifique (J/kg.°K) et ρ : la masse volumique (kg/m³).

Tableau I.6 : Valeur de coefficient de dilatation du béton (Tatin, 2015)

Références	Valeur minimale (10 ⁻⁶ °C ⁻¹)	Valeur maximale (10 ⁻⁶ °C ⁻¹)
(ICOLD, 2009)	7.2	12.5
(Bossoney, 1994)	7	15
(Daoud, 1997)	7.7	12.5
(Léger et al., 1993a)	7.2	11.2

I.6.4 Coefficient de dilatation thermique

Le coefficient d'expansion thermique (α) peut être défini comme étant le changement d'unité de longueur causé par une variation de température d'un degré. Pour un béton de masse, le coefficient d'expansion varie généralement entre 7,7 et 12,5 10⁻⁶ °C⁻¹, ce coefficient est influé par différents facteurs tels que : l'âge du béton, la nature des granulats, le volume de la pâte, le rapport eau/ciment de la pâte, la nature et la finesse du ciment, l'humidité interne de la pâte (Bouzoubaa, 1991; Lo et Wai, 1982; Jack et Leroy, 1977; Lerch, 1957; Meyers, 1951).

I.6.5 Contraintes thermiques

Le béton est un matériau à faible résistance à la traction, cette dernière représente seulement 8% de sa résistance à la compression. Donc, il est important d'avoir des faibles contraintes de traction pour un barrage en béton dont ces valeurs peuvent être atteintes durant la phase d'étude et de conception pour les charges dues au volume mort et à la poussée hydrostatique, ce qui n'est pas le cas quand il s'agit des charges thermiques en raison de l'exposition permanente des barrages aux variations des températures de l'eau et de l'air durant leur cycle de vie, en plus leur lien direct aux conditions climatiques, calendrier de construction,

les propriétés des matériaux et les conditions d'exploitation, ce qui peut mener à des contraintes de traction considérables, permettant la formation de fissures dans l'ouvrage quand elles dépassent la résistance maximale à la traction du béton.

L'analyse des contraintes thermiques, le contrôle de la température et les mesures visant à prévenir la fissuration sont des enjeux cruciaux à ne pas négliger dans la conception et la construction d'un barrage en béton. Selon (Bofang, 2014) la variation de la température influe sur l'état des contraintes dans l'ouvrage où la contrainte de traction ultime est d'environ $(0.6 \sim 1) \times 10^{-4}$ sous une charge à court terme, ce qui est l'équivalent des contraintes générées par un gradient thermique de l'ordre de 6 à 10 °C.

Les différentes charges provoquant des contraintes dans le barrage sont classées comme suit : la température, la pression interstitielle, le poids propre et la poussée hydrostatique. L'impact des contraintes thermiques est beaucoup plus significatif dans les barrages en voûtes.

Sachant que le module d'élasticité E du béton varie en fonction de l'âge du béton τ (Malkawi et al., 2003): Si on prend un bloc de béton « AB », dans un intervalle de temps $\Delta\tau_i$ et une variation de température ΔT_i , les contraintes thermiques seront estimées selon l'équation (I.27), où α représente le coefficient de dilatation

$$\Delta\sigma_i = -\alpha E(\tau_i)\Delta T_i \quad (I.27)$$

Donc, les contraintes thermiques à l'instant t est l'accumulation des contraintes générées à chaque intervalle $\Delta\tau_i$.

$$\sigma(t) = -\alpha \sum E(\tau_i)\Delta T_i \quad (I.28)$$

Si on considère l'effet du fluage, les contraintes thermiques sont calculées comme suit :

$$\sigma(t) = -\alpha \sum E(\tau_i)K(t, \tau_i)\Delta T_i \quad (I.29)$$

$K(t, \tau_i)$: représente le coefficient de relaxation du béton, il est le rapport entre $\sigma(t)$ et les contraintes thermiques du béton à l'âge τ , $\sigma(\tau)$.

On distingue deux types de retenue qui causent le développement des contraintes thermiques : la retenue interne et la retenue externe. La retenue interne est l'empêchement de la déformation au sein même de l'élément. Elle est en général causée par la présence de gradient de température entre la surface et le reste de l'élément. La figure I.21 présente un exemple de champ de températures et de contraintes que l'on peut rencontrer dans la pratique.

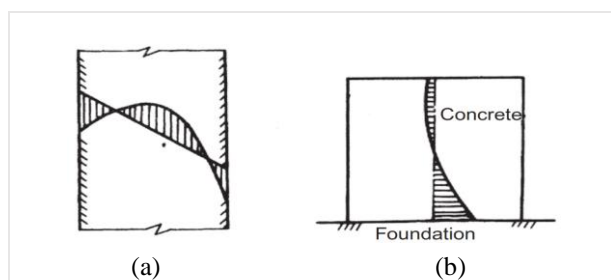


Figure I.21 : Distribution des contraintes, (a) retenue interne, (b) retenue externe

La retenue externe est l'empêchement des déformations par des facteurs extérieurs. Ces facteurs sont dans le cas des barrages soit la fondation ou un bloc de béton adjacent.(Daoud, 1997).

I.6.6 La résistance à la traction

À partir du moment où les contraintes de tractions sont dues à la déformation du béton par les variations de sa température, la résistance à la traction devient un facteur important dans la sécurité des barrages en béton. La résistance à la traction du béton est généralement estimée par 3 manières : traction directe, traction par flexion et essai brésilien. Quand on ne dispose pas des informations nécessaires sur la résistance à la traction, mettre en vigueur une relation entre la résistance à la traction et la résistance à la compression comme le montre la Figure I.22 est courant (CIGB, 2008).

I.6.7 Le retrait

C'est le rétrécissement du volume de béton suite à l'évaporation de l'eau. En plus de la température, il dépend principalement du gradient hydrique qui existe entre les surfaces du barrage et son cœur. Le retrait se manifeste pendant les premières années d'un barrage en béton, quoiqu'il peut se produire plus longtemps mais d'une manière réduite (Anton et Henri Pougatsch, 2011).

I.6.8 Le fluage

Il s'agit d'une déformation plastique du béton sous l'effet d'une charge permanente. Le fluage influe grandement l'intensité des contraintes thermiques engendrée par un béton de masse. Les contraintes thermiques ont tendance à se soulager sous l'effet du fluage. C'est un phénomène extrêmement compliqué qui est influencé par (ACI, 2007) :

- Les variations d'humidité et de température
- La taille de l'élément structural,
- L'âge du béton et la valeur du module d'élasticité au moment du chargement.
- La composition du béton ainsi que la taille et la durée de la charge.

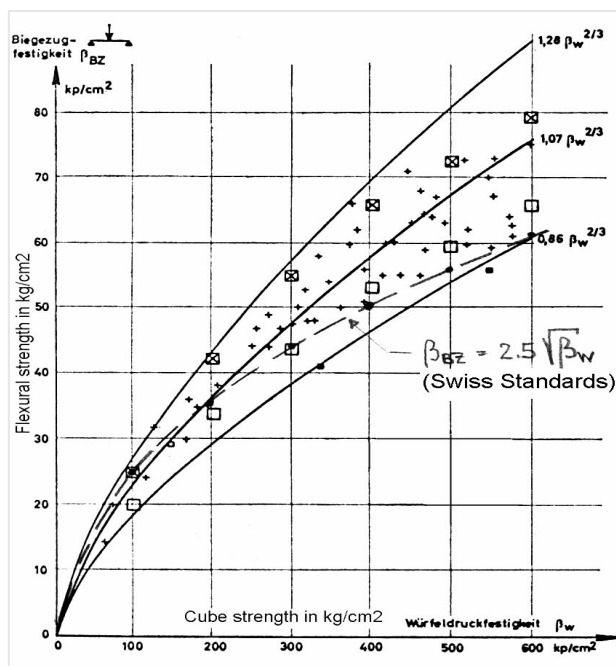


Figure I.22 : Variation de la résistance à la traction en fonction de la résistance à la compression (CIGB, 2008)

I.7. Analyse des déformations thermiques par les modèles statistiques

L'analyse des données des déplacements s'est développée avec l'avènement des modèles d'analyses basés sur la statistique. Les modèles statistiques sont des outils efficaces pour interpréter et prédire les déformations dans les barrages par la simulation de leurs comportements et en tenant compte des différentes charges qui interviennent à partir de : soit des lois physiques (modèles déterministes), soit l'historique des données d'auscultation (modèles statistiques) ou les deux (modèles hybrides et mixtes) (Li et *al.*, 2015; Mata et *al.*, 2013b).

Les modèles statistiques peuvent être un bon alternatif, ils cherchent à trouver une corrélation entre les déplacements du barrage et les différentes variables environnementales qui l'influencent tels (la température, le niveau d'eau) à partir de l'historique des observations et à l'aide d'une fonction qui reproduit fidèlement le phénomène étudié. Pour une bonne modélisation, il est impératif d'avoir un nombre suffisant d'observations étalées sur une période qui couvre la vie de l'ouvrage durant plusieurs années (SNCOLD, 2003).

Les modèles statistiques utilisés dans la pratique pour l'analyse des données de surveillance des barrages sont relativement simples. Ils sont fondés sur la technique de régression linéaire multiple (MLR) (Li et *al.*, 2013; Gamse et *al.*, 2018).

I.7.1 Modèles à régression linéaire multiple

Il s'agit d'une combinaison linéaire de fonctions qui représentent les différents facteurs intervenant dans les déplacements comme la température, la variation du niveau d'eau dans la retenue, multiplié par des coefficients estimés par la méthode des moindres carrés. Le *Hydrostatic-Season-Time (HST)* et *Hydrostatic-Temperature-Time (HTT)*, sont les nominations

les plus utilisées et les plus reconnues par les ingénieurs et les chercheurs dans le domaine d'analyse des déplacements des barrages en béton (Salazar et al., 2016)

Généralement, ces modèles considèrent que les déplacements sont la somme des déplacements dus aux variations de la température, à la poussée hydrostatique ainsi qu'au vieillissement du barrage. Les deux derniers sont estimés de la même manière pour les trois modèles tandis que la différence entre eux réside dans la méthode choisie pour apprécier les déplacements thermiques.

I.7.1.1 Déplacements hydrostatiques

Les déplacements hydrostatiques $f(h)$ représentent la fraction des déplacements dus à la poussée hydrostatique du réservoir sur le parement amont, elle est directement liée au niveau instantané de la retenue $h(t)$. Les déplacements hydrostatiques sont exprimés par un polynôme de 4^{ème} degré :

$$f(h) = a_1 h(t) + a_2 h^2(t) + a_3 h^3(t) + a_4 h^4(t) \quad (I.30)$$

où $a_{1,2,3,4}$ sont des coefficients de regression et h est le niveau normalisé du plan d'eau, donné par l'équation (3) :

$$h(t) = \frac{R_{\max} - R(t)}{R_{\max} - R_{\min}} \quad (I.31)$$

Avec R_{\max} et R_{\min} , respectivement le niveau maximal et minimal de la retenue, $R(t)$ est le niveau au moment t . $h(t)$, varie linéairement avec le niveau du réservoir, il est 0 quand la retenue est pleine et 1 lorsqu'elle est vide (Tatin et al., 2018).

I.7.1.2 Déplacements irréversibles

Les déplacements irréversibles peuvent se manifester immédiatement lors du premier remplissage du réservoir ou durant la vie de la structure. Il est important de quantifier les déplacements irréversibles dans les barrages en béton, ils sont généralement associés à des tassements de la fondation, au fluage du béton ou à des réactions chimiques liées aux propriétés des matériaux, tels que la réaction alcali-agrégat (Chouinard et Roy, 2006). Elle représente moins de 1% des déplacements de sa partie réversible (Tatin, 2015).

Les déformations irréversibles sont difficiles à évaluer, elles reproduisent les effets du vieillissement du béton. Elles sont représentées dans les modèles statistiques par des expressions mathématiques qui dépendent du temps (Li et al., 2015). L'expression représentée par l'équation (I.32) est largement utilisée (Léger et Leclerc, 2007; Mata, 2011):

$$f(t) = a_5 t + a_6 e^{-t} \quad (I.32)$$

I.7.1.3 Estimation des déplacements thermiques par le modèle HST

Electricité De France (EDF) a développé le modèle « *hydrostatic-season-time* » (HST) pendant les années 60 (Lugiez et al., 1970), il est largement utilisé pour estimer les déplacements et détecter les anomalies dans les barrages en raison de sa simple formulation et

son exécution facile (De Sortis et Paoliani, 2007; Léger et Leclerc, 2007; Li et al., 2015; Gracia et Salazar, 2016; Mata, 2011; Li et al., 2013). Le modèle HST, basé sur la régression linéaire multiple, considère les charges hydrostatiques et thermiques sous forme des déplacements réversibles alors que le temps sous forme de déplacements irréversibles (Ardito et al., 2008; SNCOLD, 2003; Gamse et al., 2018; Penot et al., 2009; Tatin et al., 2012). Il fournit souvent des estimations acceptables des déplacements dans les barrages en béton (Tatin et al., 2015). De plus, le modèle résultant est facilement interprétable, puisque la contribution de chaque composante est supposée être cumulative.

Le modèle est composé d'une somme de fonctions multipliée par des coefficients dont les valeurs sont estimées à l'aide de la méthode des moindres carrés. L'expression générale du modèle est :

$$f(h, s, t) = a_0 + f(h) + f(s) + f(t) \quad (I.33)$$

Où a_0 est le terme constant, $f(h)$ est la fonction qui modélise l'effet hydrostatique, $f(s)$ est la fonction qui estime l'effet thermique, et $f(t)$ les déplacements irréversibles.

La composante thermique est déterminée par une expression sinusoïdale qui dépend du temps, elle a la forme :

$$f(s) = a_7 \cos(s) + a_8 \sin(s) + a_9 \cos(2s) + a_{10} \sin(2s) \quad (I.34)$$

s est donné par l'équation (I.35), où J le nombre de jours de l'année :

$$s = \frac{2\pi J}{365} \quad (I.35)$$

Néanmoins, le modèle HST présente des limitations conceptuelles qui nuisent à la qualité de ses prévisions (Tatin et al., 2015) et peut conduire à une mauvaise interprétation des résultats (Amberg, 2009). Il est conçu sur l'hypothèse que, la charge hydrostatique et la température sont indépendantes, alors qu'elles sont réellement fusionnées, car le champ thermique est influencé par la température de l'eau dans la face amont (Santillán et al., 2013b). D'autre part, le modèle manque de flexibilité, car les fonctions doivent être définies à l'avance ce que ne reflète pas le comportement réel de la structure (Simon et al., 2013). En outre, HST n'est pas capable de modéliser les interactions non linéaires entre les variables d'entrée (Chouinard et Roy, 2006).

De même, le modèle simule les charges thermiques à une fonction harmonique sinusoïdale d'une période d'un an où des mesures réelles de la température de l'air ne sont pas exigées (Gamse et al., 2018; Li et al., 2015; Léger et Seydou, 2009; Tatin et al., 2018). Aussi, HST ne considère pas la distribution réelle de la température du béton. Cette simplification fournit une formulation simple du modèle qui ne dépend que du niveau d'eau dans le réservoir et du jour de l'année, mais peut apporter à des résultats de qualité médiocre.

I.7.1.4 Estimation des déplacements thermiques par le modèle HTT

Les déplacements thermiques dans le modèle HTT, développé par (Léger et Leclerc, 2007), considèrent la distribution réelle de la température du béton. Cette dernière est estimée

par un calcul unidimensionnel à multiples sections horizontales dans la direction amont aval du barrage à l'aide des algorithmes du domaine fréquentiel. En utilisant la transformation de Fourier discrète, le champ thermique est déterminé par la superposition de la solution analytique de transfert de chaleur pour les ondes individuelles contenues dans les signaux thermiques sollicités.

Au niveau de chaque section, le champ thermique est calculé en utilisant les problèmes inverse et directe de conduction thermique, c'est-à-dire : au début, les mesures de température enregistrées par les thermomètres noyés dans le béton sont extrapolées vers les parements en vue de simuler les températures aux parements (problème inverse). Ensuite, le champ thermique est reconstitué au niveau de chaque section à partir de la température aux parements (problème directe). Pour cela, les sections choisies pour la prédiction des déplacements thermiques sont généralement celles qui contiennent un nombre suffisant des thermomètres.

La température du béton le long d'une section est la somme de: la température moyenne $T_m(t)$, la température linéaire $T_g(t)$, et la température non linéaire (Léger et Leclerc, 2007; Amberg, 2009; Stucky et Derron, 1957; Bossoney, 1994). Comme cette dernière ne participe pas aux déplacements dans un barrage (Tatin *et al.*, 2015), le champ thermique au niveau de chaque section unidimensionnelle est approché par une droite linéaire qui est la somme de la température moyenne $T_m(t)$ et le gradient linéaire $T_g(t)$ qui sont présentés par les équations suivantes :

$$T_m(t) = \frac{1}{L} \int_0^L T(x, t) dx \quad (I.36)$$

$$T_g(t) = \frac{12}{L^3} \int_0^L T(x, t) \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \quad (I.37)$$

Où $T(x, t)$ est le champ thermique dans la section d'intérêt du barrage, L est l'épaisseur de la section du barrage, x est la coordonnée spatiale dans la section et T_{ref} : température de référence ou température moyenne du béton à long terme, elle est égale à la température ambiante annuelle moyenne. Donc les déplacements thermiques sont estimés par la formule suivante :

$$f(s) = \sum_{i=1}^n a_{7,i} (T_{m,i}(t) - T_{ref,i}) + a_{8,i} T_{g,i}(t) \quad (I.38)$$

Où n représente le nombre de sections adoptées pour estimer les déplacements thermiques.

Le modèle HTT est un modèle hybride car le champ thermique repose sur un calcul déterministe tandis qu'une approche statistique est employée pour estimer les déplacements.

L'utilisation des températures T_m et T_g à partir des sections où les mesures de températures sont disponibles représente une limite pour le modèle HTT (Léger et Leclerc, 2007). Car, ces deux variables ne sont disponibles que dans les sections où des thermomètres sont installés.

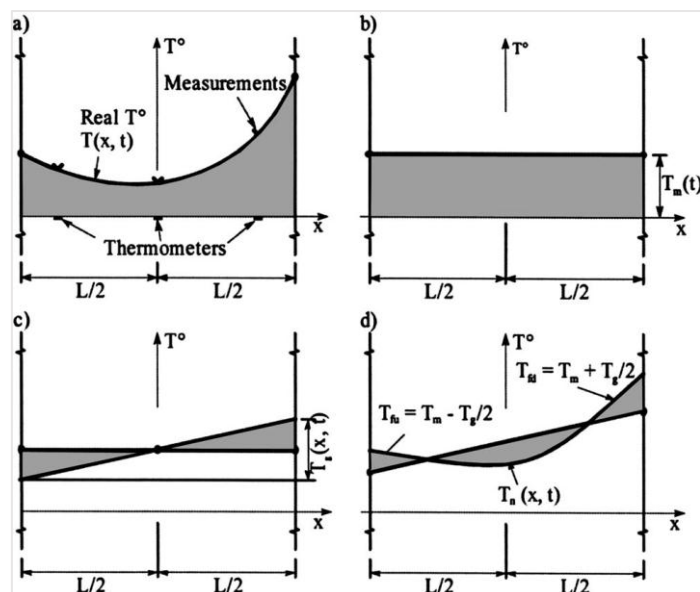


Figure I.23 : Décomposition du champ thermique unidimensionnel (Tatin, 2015)

La qualité des prédictions fournies par le modèle HTT dépend de la position des thermomètres dans la digue. Des thermomètres installés loin des parements n'ont pas la capacité de détecter l'effet de la température de l'air journalière sur les déplacements thermiques, comme l'indique la Figure I.24, les ondes thermiques à haute fréquence sollicitées aux parements ne pénètrent pas en profondeur dans la section et certaines informations seront perdues lorsqu'elles atteignent les thermomètres.

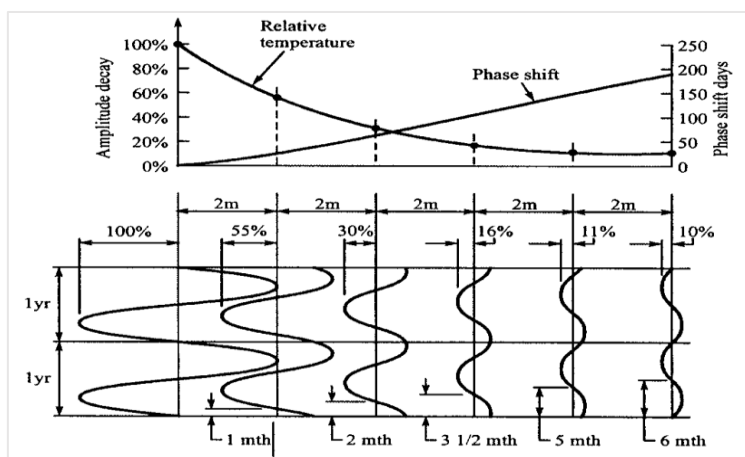


Figure I.24 : Réponse thermique d'un mur en béton symétrique de 20 m d'épaisseur (Léger et Leclerc, 2007)

Cependant, l'effet des ondes thermiques à haute fréquence sur les déplacements des barrages ne sera pas capté. Ce qui implique des informations thermiques biaisées et par conséquent des estimations imprécises des déplacements thermiques des barrages. De plus, un nombre important de barrages ne sont pas équipés de thermomètres ou contiennent un nombre insuffisant de thermocouples qui sont mal placés ou endommagés. Il est impératif d'avoir une distribution dense des thermomètres et pas loin des parements du barrage pour que le modèle HTT fournisse de bonnes estimations.

D'autres variantes du modèle HTT qui visent à améliorer l'estimation des déplacements thermiques ont été suggérées. (Mata et *al.*, 2013a) utilisent l'analyse par composante principale (ACP) selon deux méthodologies : la première consiste à appliquer l'ACP pour la sélection des thermomètres à considérer dans la construction du modèle, alors que pour la deuxième méthodologie, les auteurs utilisent l'ACP pour modéliser l'effet thermique à partir des températures mesurées par les thermomètres sélectionnés selon la première méthode. Cette amélioration apportée au modèle a permis d'utiliser des températures réelles du béton qui ont un impact direct sur les déplacements thermiques.

D'autre part, la méthode de la régression linéaire présente certaines limites. La colinéarité est un problème qui se produit lorsqu'une forte corrélation linéaire a lieu entre les variables considérées ou une variable montre une corrélation élevée par rapport à une combinaison des autres variables. La régression linéaire offre des coefficients contradictoires sans aucun sens physique pour un cas de colinéarité. De plus, les prédictions fournies par le modèle sont instables, la moindre modification dans l'échantillon fausse complètement les résultats.

La régression linéaire dans toutes ses formes, simple ou multiple, ne peut traiter que des problèmes de nature linéaire. Quand la relation entre les variables influentes et les variables influencées est non linéaire, la régression linéaire est incapable de fournir de bons résultats. Une procédure qui consiste de transformer le problème non linéaire à un modèle linéaire est fréquemment abordée. Toutefois, cela demande des connaissances à priori du phénomène étudié.

La relation non linéaire entre les déformations thermiques du béton et les différents facteurs influents peut être étudiée en adoptant les techniques d'apprentissage automatique.

I.7.2 Introduction des techniques d'apprentissage automatique

Au cours des dernières années, des techniques non paramétriques, appelées techniques d'apprentissage automatiques ou modèles à boîtes noires, sont apparus. C'est une branche de l'intelligence artificielle basée sur l'idée que les systèmes peuvent apprendre des données, identifier des modèles et prendre des décisions avec une intervention humaine minimale.

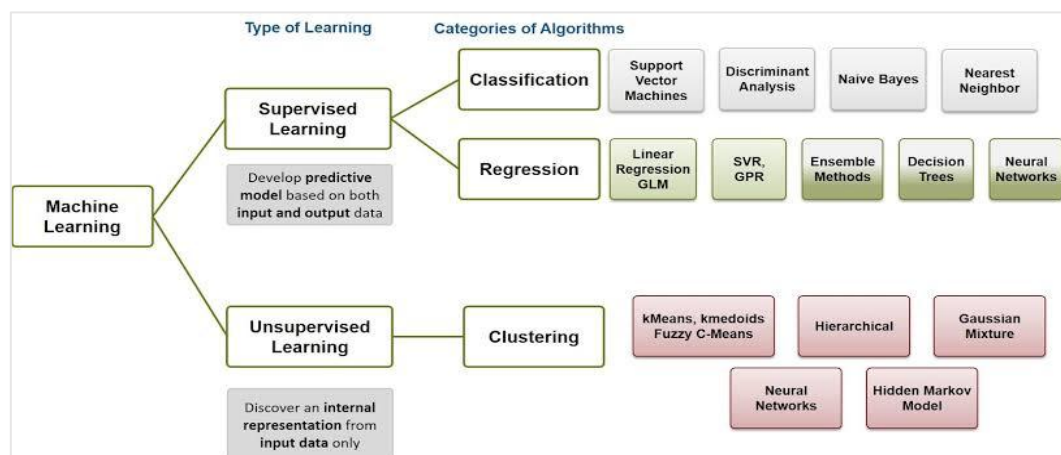


Figure I.25 : Différentes techniques d'apprentissages automatiques
(<http://www.supercoders.in/2018/11/machine-learning.html>)

Les techniques d'apprentissage automatiques peuvent être comme une alternative aux modèles statistiques traditionnels pour analyser les déplacements des barrages. Elles fournissent des résultats plus précis et évitent les limitations des méthodes statistiques traditionnelles en raison de leur capacité à détecter les relations non linéaires entre les variables et la dépendance entre les prédicteurs. De nombreux travaux de recherche ont essayé d'introduire ces méthodes dans l'auscultation des barrages en béton.

Un modèle autorégressif non linéaire de machine à vecteurs de support (SVR) avec des inputs exogènes (NARX) pour la prédiction des déplacements tangentiels dans un barrage est développé par Grujovic et *al.*, 2014 (Grujovic et *al.*, 2014)(Grujovic et *al.*, 2014)(Grujovic, Divac et Milivojevic, 2014)(Grujovic et *al.*, 2014)(Grujovic et *al.*, 2014)(Grujovic et *al.*, 2014)(Grujovic, Divac, et Milivojevic 2014)(Grujovic, Divac, Milivojevic 2014)(Grujovic, Divac, & Milivojevic, 2014)(Grujovic et *al.*, 2014), le modèle est testé à l'aide de données réelles recueillies au cours d'une période de quatorze ans. La performance du modèle SVR dépend du calibrage de ses paramètres : la fonction Kernel, le paramètre de régularisation « ϵ -insensitive loss function », elle est examinée par les coefficients de corrélation, l'erreur moyenne absolue et l'erreur quadratique moyenne. Les résultats prédits par le modèle sont en accord avec les données réelles des déplacements, ce qui affirme que le modèle proposé est un outil efficace pour la prédiction des déplacements et la détection des relations non linéaires.

(Gracia et Salazar, 2016) étudient la capacité de prédiction de certains modèles basés sur les méthodes de : réseaux de neurones (ANN), arbres de régression boostés « *boosted regression trees* » (BRT), régression multivariée par spline adaptative « *multivariate adaptive regression splines* » (MARS) et Machine à vecteurs de support « *support vector machines* » (SVM) à simuler le comportement des barrages vis-à-vis des déplacements et des infiltrations. La fiabilité de chaque modèle est testée en comparant ses résultats obtenus avec ceux du modèle traditionnel « HST ». Vu sa flexibilité et la précision de ses résultats, le modèle (BRT) apparaît comme le plus crédible que ce soit pour modéliser les déplacements ou les infiltrations.

I.7.2.1 Technique de la forêt aléatoire « *Random Forest* »

(Breiman, 2001) a établi une nouvelle approche d'apprentissage automatique pour la régression et la classification : la technique de la forêt aléatoire « *Random Forest Technique* » qui est une technique non paramétrique robuste issue de la méthode de l'arbre décisionnelle pour la régression et la classification (Archer et Kimes, 2008; Behrens et *al.*, 2018; Genuer et *al.*, 2010; Khanchi et *al.*, 2018). Elle est capable de détecter les relations non linéaires entre le phénomène étudié et les variables considérées (Behrens et *al.*, 2018; Genuer et *al.*, 2010; Khanchi et *al.*, 2018), et fournit des bons résultats même avec des données de petite taille (Archer et Kimes, 2008; Brokamp et *al.*, 2017).

Le problème de la régression par la méthode de la forêt aléatoire « *Random Forest Regression* » est résolu en combinant les prédictions d'un grand nombre d'arbres individuels $\{h(\mathbf{X}, \Theta_k), k = 1, 2, \dots\}$, de telle manière que chaque arbre dépend des valeurs d'un vecteur aléatoire $\{\Theta_k\}$. En utilisant des échantillons *bootstrap* tirés de l'échantillon d'apprentissage d'origine. Chaque arbre produit plusieurs nœuds terminaux, à chaque nœud un tiers des

variables sont sélectionnées de manière aléatoire et certains arbres choisissent de diviser des entrées afin de réduire la corrélation entre les arbres de la forêt et, par conséquent, diminuer l'erreur de la prédiction par cette technique. Pour un vecteur d'entrée X et de sortie Y , l'erreur généralisée de tout l'arbre de décision, $E_{X,Y}$, est égale à :

$$E_{X,Y}(Y - h(X))^2 \quad (I.39)$$

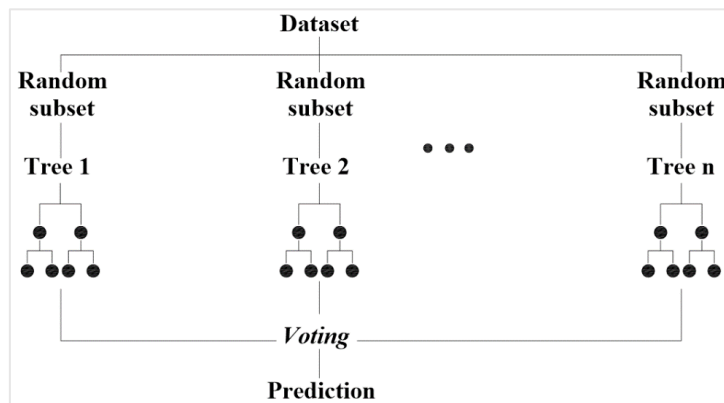


Figure I.26 : Schéma de de la forêt aléatoire « *Random Forest* »

Pour l'algorithme de régression par le modèle de forêt aléatoire, deux paramètres sont importants : le nombre d'arbres à développer, N_{tree} , et le nombre de variables sélectionnées aléatoirement pour fractionner chaque nœud, m_{try} . Le premier doit être suffisamment grand pour que tous les scénarios d'apprentissages possibles soient prédits plusieurs fois afin d'éviter les surapprentissage. m_{try} est en général égal à un tiers des variables d'entrée. Selon (Breiman, 2001), la technique de la forêt aléatoire ne présente pas des problèmes de surapprentissage avec l'augmentation du nombre d'arbres décisionnels, mais elle peut entraîner une erreur de généralisation dans certaines limites. Ce phénomène s'explique par le théorème ci-dessous.

Théorème Comme le nombre d'arbres de décision $h(x)$ dans la forêt va à l'infini, l'erreur générale sera comme suit :

$$E_{X,Y}(Y - \text{av}_k h(\mathbf{x}, \Theta_k))^2 \rightarrow E_{X,Y}(Y - E_{\Theta} h(\mathbf{X}, \Theta))^2 \quad (I.40)$$

Pour chaque arbre de la forêt, l'échantillon « *Out-Of-Bag* » (OOB) composé de données extraites de l'échantillon d'apprentissage initial, mais non incluses dans l'échantillon *bootstrap* utilisé pour construire l'arbre d'intérêt. L'échantillon OOB nous permet d'évaluer la corrélation entre les arbres et d'estimer l'erreur de prédiction, en considérant le résultat de la forêt aléatoire comme l'agrégation de chaque résultat individuel de chaque arbre. Le résultat est obtenu par vote après la combinaison des prédictions des arbres de régression comme le montre la figure I.26.

Son efficacité a été prouvée dans plusieurs domaines (Behrens et al., 2018; Khanchi et al., 2018; Zahedi et al., 2018). Un modèle basé sur la technique de régression de forêt aléatoire est présenté par (Zahedi et al., 2018) comme une approche efficace et alternative pour la prévision de l'érosion. Cette méthode est examinée en comparant les résultats obtenus à ceux

expérimentaux. La comparaison a montré que cette nouvelle méthode de prévision de l'érosion par particules solides peut être un outil plus simple et précise par rapport aux modèles de prévision disponibles.

Son application aux problèmes liés aux barrages reste presque inexplorée. Récemment (Dai et *al.*, 2018) ont développé un modèle de régression optimisé, basé sur la méthode de la forêt aléatoire pour prédire les déplacements dans un barrage en béton. Le modèle est utilisé pour établir les variables d'entrée et sélectionner les paramètres M_{try} et N_{tree} en fonction de l'erreur. L'avantage de ce modèle réside dans le pouvoir d'identifier les variables les plus influentes aux déformations en se basant sur la mesure de l'importance des variables. Les résultats indiquent que la méthode de l'arbre aléatoire peut être appliquée à l'analyse et à la prévision des comportements structurels dans les barrages.

Cependant, le modèle proposé par (Dai et *al.*, 2018) représente certaines limites : les déformations thermiques sont estimées de la même manière que le modèle HST, c'est-à-dire supposer que la variation annuelle de la température soit une fonction sinusoïdale harmonique, le modèle ne fait pas appel à des mesures réelles de la température du béton ou celle de l'air. De plus, la sélection des variables qui contribuent aux déformations repose sur un point de vue purement statistique et sans fondement physique.

Les modèles basés sur les techniques d'apprentissage automatique sont confrontés à un certain nombre d'ambiguïtés qui mettent en question leurs crédibilités, leur but est d'avoir des résultats plus fiables que ceux obtenus par les modèles classiques en se basant sur un aspect purement statistique, ce qui pose des questions concernant l'aspect physique que représentent ces résultats, et les mécanismes de participation de différentes variables considérées. En plus, les déformations thermiques ont une grande importance dans les barrages en béton comme le montre les travaux ultérieurs et demandent un effort supplémentaire pour les surveiller et les bien évaluer, chose non faite par ces modèles à boîtes noires.

I.7.2.2 Technique des réseaux de neurones artificiels

Les modèles de réseaux de neurones artificiels (ANN) sont des structures mathématiques inspirées des réseaux de neurones biologiques (Hodgkin et Huxley, 1952). Ils consistent en un grand nombre d'unités de traitement simples. Les neurones, hautement interconnectés et capables de travailler en parallèle, ce qui aboutit à des modèles non linéaires complexes tirant parti des données d'apprentissage.

En 1957, Frank Rosenblatt a inventé l'une des plus simples architectures du réseau de neurones, le Perceptron, en se basant sur un seul neurone artificiel. Une architecture de perceptron multicouche, MLP, est conçue pour faire face aux limites du perceptron. MLP est composée d'une couche d'entrée, d'une ou plusieurs couches cachées, et d'une couche finale appelée couche de sortie comme illustrée à la Figure I.27. Lorsqu'un réseau de neurones comporte deux ou plusieurs couches cachées, il est appelé réseau de neurones profonds (*Deep network*) (Géron, 2017).

Les entrées sont distribuées dans la première couche, elles sont représentées par l'ensemble $\{x_1, x_2, x_3, \dots, x_n\}$, similaires aux impulsions électriques externes rassemblées par les dendrites dans le neurone biologique. Les poids effectués par les jonctions synaptiques du réseau sont mis en œuvre sur le neurone artificiel sous la forme d'un ensemble de poids synaptiques $\{w_1, w_2, \dots, w_n\}$ (da Silva et al., 2017)

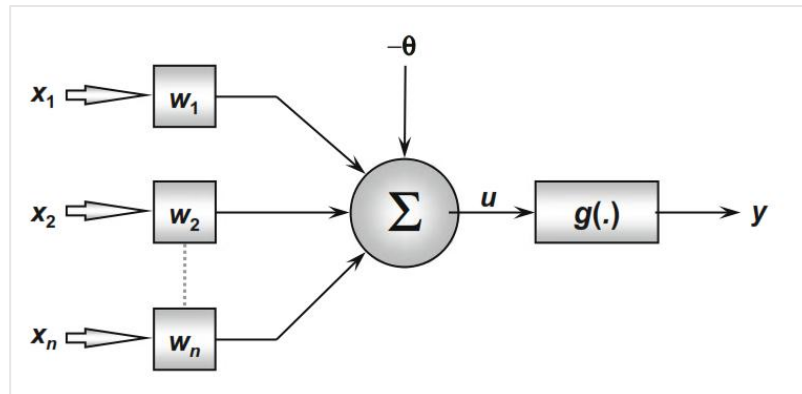


Figure I.27 : Architecture d'un neurone artificiel (Géron, 2017)

La pertinence de chacune des entrées de $\{x_i\}$ neurones est calculée en les multipliant par leur poids synaptique correspondant $\{w_i\}$, pondérant ainsi toutes les informations externes arrivant au neurone. C'est pourquoi, il est possible de vérifier que la sortie du neurone artificiel est la somme pondérée de ses entrées, notée u . De manière générale, le neurone artificiel est composé de sept éléments de base, à savoir :

- **Les signaux d'entrée (x_1, x_2, \dots, x_n) :** Les entrées provenant de l'environnement externe et représentent les variables influents du modèle étudié.
- **Les poids synaptiques (w_1, w_2, \dots, w_n) :** Ils permettent d'évaluer la pertinence des variables d'entrées, ce sont des coefficients employés pour pondérer chacune des variables d'entrée.
- **Sommateur linéaire (Σ) :** Les entrées multipliées par les poids synaptiques sont rassemblées par un agrégateur linéaire afin de créer une tension d'activation.
- **Le seuil ou biais d'activation :** C'est le seuil à partir duquel le résultat produit par l'agrégateur linéaire génère une valeur de déclenchement vers la sortie du neurone.
- **Le potentiel d'activation (u) :** Présente la différence entre l'agrégateur linéaire et le seuil d'activation.
- **Fonction d'activation (g) :** Elle a pour but de limiter la sortie du neurone dans une plage de valeurs raisonnables. Les fonctions d'activation sont deux groupes, selon leur domaine de définition : les fonctions partiellement différentiables et les fonctions totalement différentiables.
- **Le signal de sortie :** c'est le résultat final produit par le neurone. Il peut être utilisé par la suite en tant qu'entrée pour d'autres neurones interconnectés.

Donc, nous pouvons synthétiser le fonctionnement de la méthode de réseau de neurones artificiels par les étapes suivantes :

- Introduire les variables d'entrées au modèle ANN.
- Multiplication des entrées par leurs poids synaptiques correspondants.
- Obtenir le potentiel d'activation produit par la somme pondérée des signaux d'entrée et soustrayez le seuil d'activation.
- Limiter la sortie des neurones en appliquant une fonction d'activation appropriée
- Compiler la sortie en utilisant la fonction d'activation neuronale dans le potentiel d'activation.

Les modèles ANN sont largement utilisés dans l'ingénierie des barrages. Une synthèse bibliographique des travaux utilisant cette technique est élaborée. (Kim et Kim, 2008) développent un modèle basé sur la technique de réseau de neurones artificiels pour la prévision du tassement relatif de la crête des barrages en enrochement à l'aide de 30 bases de données de sept pays. Les valeurs prédites par le modèle développé artificiel sont en bon accord avec les données de terrain. La performance du modèle est comparée à celle des méthodes conventionnelles. La comparaison indique que le modèle ANN offre de meilleures performances que les méthodes conventionnelles lorsqu'il est utilisé comme outil d'interpolation et d'extrapolation rapide. Il est démontré aussi que le modèle est capable de prédire avec précision le tassement relatif de la crête en connaissant trois propriétés de base d'un barrage : le taux de remplissage, la hauteur et le module de déformation verticale.

Une méthode par éléments finis (MEF) et un modèle de réseau de neurones artificiels (ANN) ont été développés pour simuler l'écoulement à travers le barrage en terre de Jeziorsko en Pologne est présenté par (Gokmen et al., 2005) . Le modèle ANN mis au point, était un réseau à trois couches à anticipation utilisant la fonction sigmoïde comme activateur et l'algorithme de rétropropagation pour l'apprentissage en réseau. Les niveaux d'eau des côtés amont et aval du barrage étaient des variables d'entrée et le niveau d'eau dans les piézomètres était les résultats visés dans le modèle ANN. Les niveaux d'eau calculés par les modèles sont comparés de manière satisfaisante à ceux mesurés par les piézomètres. Les résultats du modèle ont également révélé que le modèle ANN était aussi performante que, dans certains cas, meilleur que le modèle MEF. Cette étude de cas offre un aperçu de l'adéquation de l'ANN, ainsi que de sa compétitivité par rapport aux MEF pour la prévision des infiltrations à travers un corps de barrage en terre.

Un nouveau modèle de réseau de neurones est mis au point pour prédire les infiltrations dans un barrage en terre proposé en chine (Miao et al., 2011). Un algorithme génétique est adopté afin d'optimiser la structure du modèle. L'algorithme de Levenberg-Marquardt, conçu à l'origine pour servir d'algorithme d'optimisation intermédiaire entre la méthode de Gauss-Newton et l'algorithme de descente de gradient, ce dernier est utilisé pour entraîner le réseau de neurones. Les infiltrations prédites à l'aide du modèle élaboré sont en bon accord avec les données de terrain. Il est démontré ici que le modèle est capable de prédire avec précision les infiltrations dans les barrages en terre. Les performances de l'algorithme d'optimisation utilisé, où l'algorithme génétique est comparée à celles de l'algorithme classique de rétroprojection et de l'algorithme de Levenberg Marquard et avec une approche de tâtonnement. La comparaison indique que l'algorithme génétique peut offrir des performances plus robustes et meilleures que le réseau de neurones conventionnel.

(Santillán et *al.*, 2013a) ont analysé et caractérisé le comportement des infiltrations à travers un barrage en béton à l'aide d'un modèle de réseau neurones artificiel. L'influence de l'inertie et de la vitesse à laquelle le niveau d'eau varie est étudiée. Les résultats ont affirmé que les modèles de réseaux de neurones artificiels s'avèrent être un outil puissant pour prévoir et comprendre les infiltrations.

En 2011, Mata propose un modèle basé sur la méthode de réseaux de neurones pour prédire les déplacements horizontaux dans un barrage-voûte. Il a également présenté une analyse de l'effet de la température pour différents niveaux du plan d'eau par la technique de *ceteris paribus*. De la même manière, une analyse de l'effet de la poussée hydrostatique est réalisée pour des valeurs extrêmes de la température. Les résultats révèlent que le modèle de réseaux de neurones peut être un outil puissant pour évaluer le comportement des barrages en béton. Il a montré une souplesse et s'est avéré plus adéquat pour les mois avec des températures extrêmes que les modèles à régression linéaire multiple avec les mêmes variables.

I.8 Conclusion

À travers ce chapitre, nous avons présenté une synthèse bibliographique sur les barrages en béton, les différents types ainsi que la méthode de construction. Les méthodes d'auscultation et le comportement thermique depuis le début de sa construction et durant le service de ces structures sont discutés en détail. La température du béton est un paramètre qui peut affecter la sécurité structurale d'un barrage durant toute la période de son service.

Nombreux efforts sont faits pour décrire l'évolution de la température dans le corps du barrage dans le cas d'une analyse analytique, numérique basée sur la méthode des éléments finis et des différences finies ou bien par des méthodes statistiques qui s'appuient sur des données récoltées par l'auscultation. Cependant, ces travaux présentent des limites liées d'abord à la structure du modèle et à la technique employée. Aussi, une bonne étude thermomécanique ne dépend pas seulement de la méthode utilisée, mais aussi de la bonne estimation des conditions climatiques qui influent la structure et affectent directement le champ thermique. L'appréciation de la température de l'eau de la retenue et la température de l'air est nécessaire. Ces facteurs, appelés conditions aux limites, seront décrits en détail dans le prochain chapitre.

Chapitre II

*Influence des conditions
climatiques sur le
comportement du matériau d'un
barrage en béton*

CHAPITRE II

INFLUENCE DES CONDITIONS CLIMATIQUES SUR LE COMPORTEMENT DU MATERIAU D'UN BARRAGE EN BETON

Introduction

Les conditions climatiques qui règnent dans la région influent directement sur le comportement thermomécanique des structures en béton. D'après les études menées par les experts de la commission internationale des grands barrages (CIGB), elles sont considérées comme étant la deuxième cause de rupture des barrages.

L'analyse thermique d'un barrage en béton durant son service vise à étudier sa réponse thermique sous les sollicitations des différents agents climatiques. La température ambiante, la vitesse du vent, la radiation solaire et les précipitations sont des facteurs climatiques influant sur la température du béton. D'autre part, la géométrie du barrage et la cuvette ainsi que l'orientation des parements sont considérées comme facteurs géométriques. Donc, quelle que soit la nature du modèle mathématique employé, l'étude des mécanismes de transfert de chaleur dans un barrage en cours d'exploitation est fortement liée aux interactions entre les frontières du barrage et l'environnement, appelées conditions aux limites.

Par le présent chapitre, nous proposons une méthodologie pour identifier et évaluer les différents facteurs climatiques qui interviennent dans le processus thermique d'un barrage en béton. Afin de valider cette méthodologie, le barrage de Tichy Haf est choisi comme un cas d'étude.

Les données météorologiques de la région font l'objet d'un examen et de discussion. Par la suite, nous avons procédé à la quantification des conditions aux limites considérant les différents facteurs climatiques et géométriques.

II.2 Comportement des ouvrages en béton vis-à-vis les conditions climatiques

Comme toute structure en béton, l'étude de la durabilité du béton des barrages est fondamentale pour évaluer le comportement du matériau à long terme. La connaissance des processus de dégradation de ces structures est essentielle pour une conception plus sûre.

Le béton n'est pas un matériau éternellement durable (Mehta et Monteiro, 2014), sa microstructure et, par conséquent, ses caractéristiques évoluent dans le temps, à la suite de l'interaction avec l'environnement.

La détérioration est considérée comme l'un des principaux facteurs susceptibles de modifier de manière significative les performances à long terme des structures en béton (Stewart et al., 2011). Les mécanismes de dégradation des barrages en béton sont complexes et ne dépendent pas seulement de la composition des matériaux et des processus de construction, mais également de l'environnement climatique en cours pendant la période de leurs services

des structures. La température, l'humidité relative, les précipitations et le vent sont les principales variables environnementales qui peuvent être des facteurs influant dans les processus de dégradation du béton (Pacheco-Torgal et al., 2018).

II.2.1 Température

Nombreux travaux et recherches se sont intéressés à l'effet de la variation de la température sur la dégradation du béton et l'altération de ses propriétés mécaniques sont établis pour approfondir les connaissances sur ce sujet. Lawson et al. (2000) ont indiqué que le béton perd 50% de sa résistance à la compression pour chaque augmentation de température de 100 °C jusqu'à environ 200 °C. Après cette valeur, la résistance commence à chuter de manière significative. Phan et Carino (2003) ont confirmé cela en constatant que le béton perdrait définitivement sa résistance s'il est exposé à des températures extrêmes répétées. Cela explique la formation de fissures si le béton est exposé à des conditions humides et froides, puis à des conditions chaudes et sèches. Lee et al. (1988) ont montré que la résistance à la compression, la résistance à la traction du béton, le module de Young et le coefficient de Poisson du béton augmentent lorsque la température diminue. Aussi, ils ont constaté qu'à basse température, le module de Young augmentait, mais à un taux inférieur à celui de la résistance à la compression. Les auteurs ont signalé une réduction de la résistance à la compression du béton et du module de Young sous l'effet des variations cycliques de la température.

Cülfik et Özturan (2010) ont étudié l'effet de la température sur les propriétés mécaniques des bétons à résistance normale et élevée. La résistance à la compression et à la traction, ainsi que le module d'élasticité des éprouvettes considérées sont évaluées à des températures élevées (50, 100, 150, 200 et 250 °C). Une diminution des propriétés mécaniques à 100 °C pour le béton de résistance normale est constatée, alors que le béton à haute résistance se comporte mieux à différents cycles de température.

Fares et al., (2009) ont mené une étude expérimentale sur la performance du béton auto-consolidant sous l'effet d'une température élevée. La résistance à la compression et la résistance à la flexion sont testées à différentes températures correspondant à une plage variant de : 150 à 600 °C.

Pour des températures allant de -20 °C à 50 °C et une humidité relative de 40% à 60%, les propriétés mécaniques du béton sont étudiés par (Shoukry et al., 2011). Les résultats ont indiqué que la résistance du béton en compression, en traction et le module d'élasticité correspondant diminuaient avec l'augmentation de la température.

II.2.2 Humidité relative

L'humidité relative peut être considérée comme le paramètre le plus important en termes de durabilité du béton (Pacheco-Torgal et al., 2018). La plupart des processus de dégradation ne se produisent pas sans la présence de l'humidité à l'intérieur du béton. L'humidité relative influe sur les propriétés du béton pendant son durcissement, ainsi que pendant la période de l'exploitation de la structure.

Les données sur l'humidité dans les barrages en béton sont rares, contrairement aux études impliquant des tests aux laboratoires sur des échantillons où la majorité des essais sont effectués dans des chambres à régime hydrothermique contrôlé afin de permettre au béton d'atteindre l'état d'équilibre (Andrade et Castillo, 2003). L'exposition naturelle et réelle du béton induit des situations permanentes d'état non stationnaire, dues à l'évolution de la température et à des événements climatiques tels que les précipitations. Cependant, l'humidité relative régit le degré de saturation dans les pores du béton et exerce un effet décisif sur la diffusion d'agents agressifs. Il existe une plage idéale d'humidité relative favorisant l'entrée d'agents agressifs, généralement autour de 80% (Ta et *al.*, 2016). Une relation d'équilibre entre l'humidité relative de l'environnement et l'humidité à l'intérieur de la structure en béton existe : le béton absorbe facilement l'humidité de l'environnement et a tendance à perdre plus lentement l'eau absorbée.

Vu leurs contacts permanents avec l'eau, les réactions alcali-granulat se produisent principalement dans les barrages en béton (Guthrie et Carey, 2015). Pour un taux supérieur à 80 %, l'humidité relative joue un rôle important dans l'apparition des réactions alcali-granulat et dans l'expansion du gel de silice. En dessous de cette valeur, la formation du gel peut également se produire, mais l'expansion n'est pas significative.

II.2.3 Précipitations

Les précipitations confèrent au béton une humidité plus élevée par rapport à une simple augmentation de l'humidité relative. Par conséquent, la quantité et la durée des précipitations doivent être prises en compte. En plus d'être liées à l'humidité relative, les précipitations peuvent également être liées aux cycles de mouillage et de séchage (Medeiros-Junior et *al.*, 2015). Le lavage des surfaces des parements tend à provoquer une lixiviation dans la couche externe du béton, réduisant ainsi la concentration en surface d'agents agressifs (Köliö et *al.*, 2014).

L'influence de l'isolation sur les structures en béton par rapport à l'agressivité causée par les précipitations est étudiée par (Andrade et Castillo, 2003). Un béton non protégé se comporte comme un matériau poreux dans des conditions naturelles. Suite à une augmentation de la température, le béton fonctionne comme une éponge il retient l'eau et en perd l'eau par évaporation.

À l'inverse, le béton protégé des précipitations absorbe généralement de petites quantités d'eau et son humidité relative interne est influencée principalement par l'humidité relative externe. Alors que la température et l'humidité relative sont les principaux facteurs qui influencent le degré de saturation dans les structures abritées, les précipitations et la neige dans les pays à hivers rigoureux représentent un élément plus important des structures exposées (Andrade et Castillo, 2003).

La modification de propriétés mécaniques du béton, la résistance à la compression et le module d'élasticité, en fonction des conditions environnementales a fait l'objet de plusieurs études. (Zhou et *al.*, 2008; Gardner et *al.*, 2005; Naus et Graves, 2006; Yuan et Wan, 2002; Jaesung Lee and Kaspar Willam, 2008).

II.3 Facteurs climatiques influençant sur le comportement thermique d'un barrage en béton

Généralement, le champ thermique est déterminé à partir des mesures de température enregistrée par les thermomètres installés dans la digue. Alors que la plupart des barrages ne sont pas dotés ou ne détiennent pas un nombre suffisant des thermomètres, il est nécessaire d'avoir un réseau de capteurs dense et bien distribué dans la digue. Un réseau inadéquat entraîne une analyse thermique biaisée.

Une méthode qui consiste à construire le champ thermique à partir des températures aux parements, qui sont en contact avec l'environnement, est préférable. Donc, afin d'évaluer la sécurité structurale d'un barrage en béton avec exactitude, il est judicieux de bien apprécier l'effet des conditions climatiques sur le comportement thermique.

La température des parements submergés est égale à celle de l'eau en contact avec eux. Quand ils sont en contact avec l'air, la température n'est pas égale à l'air en raison de l'incidence du rayonnement solaire et de la convection avec l'air, donc elle est inconnue. Pour cela, des flux de chaleur due au rayonnement solaire, aux mécanismes de convection, de radiation et d'évaporation des eaux de pluie et l'humidité relative sont imposées (Figure II.1).

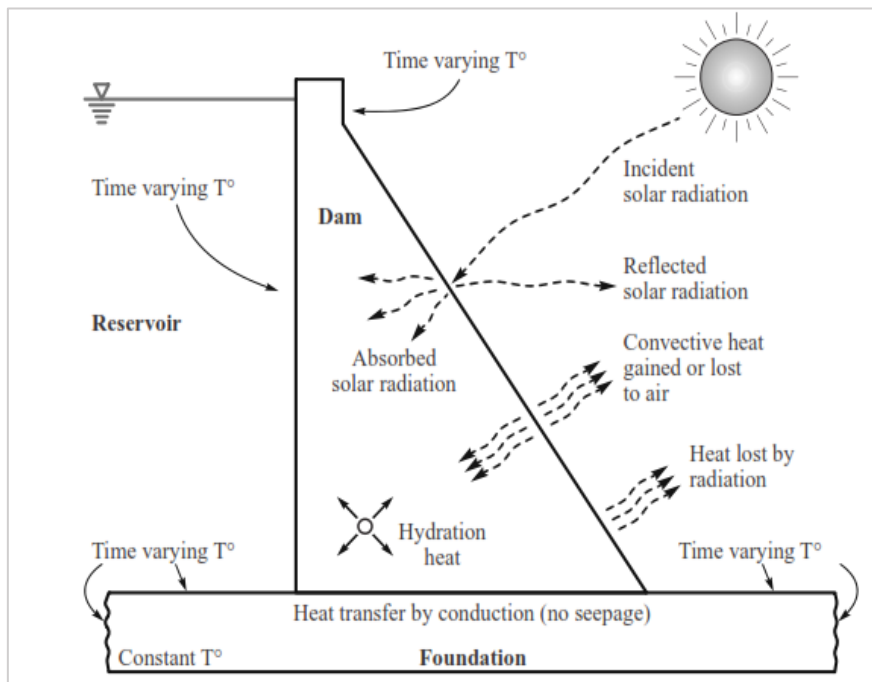


Figure II.1 : Sources de chaleurs dans un barrage en béton (Léger et Seydou, 2009)

Plusieurs efforts qui essayent d'analyser les mécanismes de transfert de chaleur et de déformation thermiques sous l'effet des conditions climatiques dans les barrages en béton sont fournis. Considérant la température de l'air et de l'eau en plus de la radiation (Léger et al., 1993) ont examiné l'évolution du champ thermique dans un barrage-poids situé dans les régions nordiques du Canada.

Les auteurs ont mené une analyse paramétrique pour identifier l'effet de la température de l'air et la radiation solaire sur la distribution des contraintes thermiques. Ils ont déduit que la température de l'air est responsable de l'apparition des contraintes thermiques auprès des parements en contact avec l'air. De plus, la radiation solaire favorise la pénétration du gel jusqu'à 6 mètres des surfaces.

Daoud (1997) a simulé la réponse thermique d'un barrage-poids au Québec suite aux sollicitations des différents facteurs climatiques, en l'occurrence la température de l'air et la radiation solaire, pour un pas de temps de 8 heures. L'effet de la formation des glaces sur le plan d'eau pendant l'hiver et leurs fontes par la suite est considéré.

La considération d'un pas de temps réduit a permis de découvrir que la pénétration du gel peut atteindre une profondeur maximale de 11 mètres. L'étude mécanique a montré que les contraintes de traction maximales se manifestent à la base du barrage au côté aval. Aussi, les résultats ont indiqué que la radiation solaire participe à l'allègement des contraintes de traction. À travers une étude thermomécanique d'un barrage voûte (Sheibany et Ghaemian, 2006) ont révélé que les chargements thermiques, la température de l'air et la radiation solaire, sont la raison principale des fissures, plus que les charges dues à la poussée hydrostatique et le poids propre.

Cependant, ces travaux résumant les conditions climatiques qui contribuent à la dégradation du béton en la température de l'air et la radiation solaire au détriment d'autres facteurs : l'humidité relative et les précipitations qui ont un effet non négligeable. Aussi l'adoption d'une approche simplifiée pour la quantification de la radiation solaire représente une limite pour ces travaux. (Santillán et *al.*, 2013) proposent une méthodologie pour estimer les charges thermiques générées par les conditions climatiques sur un barrage voûte. Cette méthodologie prend en compte la distribution non uniforme du rayonnement solaire sur les faces de la digue à cause de l'ombre et la courbure des parements.

L'effet de l'humidité relative et des précipitations est pris en considération sous forme des flux de chaleur qui agissent sur les surfaces du barrage. Cette méthodologie apporte une amélioration considérable aux résultats d'analyses de transferts de chaleur et de calcul des contraintes par rapport aux autres méthodes.

II.3.1 Flux de chaleur

Dans les zones en contact avec l'air, l'échange thermique entre le barrage et le milieu extérieur se manifeste sous forme de flux de chaleur reçu ou émis, comme indiqué dans la Figure II.1 (Santillán et *al.*, 2013) proposent une méthodologie rigoureuse pour évaluer les conditions aux limites sur les parois d'un barrage en béton. Cette méthodologie considère la distribution non uniforme de la radiation solaire sur les faces des barrages en raison de l'ombrage, de la courbure, de l'orientation et des pentes de la digue.

De plus, elle tient en compte des phénomènes dues aux : convection, échanges radiatifs à onde longue, refroidissement nocturne et refroidissement par évaporation. Contrairement aux

autres travaux ultérieurs, la chaleur due à la radiation solaire est estimée par des données horaires au lieu des données journalières pour avoir des résultats plus proches de la réalité.

II.3.1.1 Convection

La transmission de chaleur par convection se produit dans un fluide et entre un fluide et une surface par le biais du mouvement relatif des particules de fluide. Le transfert de chaleur par convection peut être forcé lorsque l'écoulement du fluide est accéléré par le vent ou artificiellement. Aussi, il peut être aussi une convection naturelle. Elle se produit lorsque l'écoulement est induit par une variation de la densité du fluide sous le changement de sa température.

La convection entre la surface du barrage et l'air est un phénomène complexe influencé par de nombreuses variables, telles que la forme et la rugosité de la surface ou la vitesse du vent. L'échange de chaleur par convection q_c , en $W/m^2 K$, est régi par la loi de Newton sur le refroidissement. Le flux de chaleur est proportionnel à la différence entre la température de face du barrage T et la température ambiante T_a . Il peut être exprimé par l'équation suivante :

$$q_c = h_c (T_a - T) \quad (\text{II.1})$$

avec,

h_c : Coefficient de convection ($Wm^{-2} C^{-1}$).

Une variété de formules expérimentales pour évaluer h_c ont été proposées (Prakash et al., 2017). Les corrélations proposées par (Kehlbeck, 1975) ont fourni des résultats précis pour une poutre caisson en béton destinée aux ponts (Mirambell et Aguado, 1990) et aux barrages (Agullo et al., 1996).

Le coefficient h_c ($Wm^{-2} C^{-1}$) est calculé par l'équation (II.2) sur les surfaces extérieures, où la convection forcée est présentée et la vitesse du vent a une valeur V_w en m/s, et par l'équation (II.3) dans les surfaces intérieures où la convection est naturelle, comme :

$$h_c = 3,67 + 3,83 V_w \quad (\text{II.2})$$

$$h_c = 3,5 \quad (\text{II.3})$$

Le vent a une grande importance en tant qu'agent de dégradation des barrages en béton, il agit en transportant des ions sous forme de particules solides et de gouttes de solution saline (Pacheco-Torgal et al., 2018). Il est généralement évalué par sa vitesse et sa direction. Cependant, cette variable peut changer très rapidement en raison de différents facteurs, tels que les effets causés par le terrain environnant. (Medeiros-Junior et al., 2015).

Selon (Derome et al., 2017) le vent est une variable climatique qui interfère également avec la durabilité des structures en béton. La pluie entraînée par le vent est le résultat d'une action simultanée des précipitations et du vent. En raison de l'augmentation des précipitations, les parements recevront plus de pluie induite par le vent. Ce paramètre peut également être associé aux cycles gel / dégel et à l'attaque du gel (Pakkala et al., 2014).

II.3.1.2 Transfert de chaleur radiatif

Le rayonnement à ondes longues est modélisé par la loi de Stefan Boltzmann, exprimée par l'équation (II.4) dans laquelle, h_r représente le coefficient de radiation ; e étant l'émissivité de la surface de béton, C_s étant la constante de Stefan-Boltzmann et T_{sk} est la température du ciel.

$$q_r = h_r (T_{sk}^4 - T^4) = e C_s (T_{sk}^4 - T^4) \quad (II.4)$$

$$C_s = 4.8 + 0.075(T_{sk} - 273.15) \quad (II.5)$$

Pendant la journée, la température du ciel peut être considérée comme égale à la température ambiante. Cependant, pendant la nuit, la température du ciel peut être inférieure à celle ambiante. Ce phénomène s'appelle le refroidissement nocturne. La température du ciel est ensuite évaluée par l'équation (II.6). (Chen et al., 1995) ont proposé l'expression empirique donnée par l'équation (II.7) pour calculer l'émissivité du ciel e_{sk} .

$$T_{sk} = e_{sk}^{0,25} T_a \quad (II.6)$$

$$e_{sk} = 0,736 + 0,00577 T_{dp} \quad (II.7)$$

Où : T_{dp} est la température du point de rosée, calculée par Clausius Clapeyron, l'équation en fonction de l'humidité relative et de la température ambiante (Lawrence, 2005).

II.3.1.3 Chaleur perdue par évaporation

Le refroidissement par évaporation est la perte de chaleur d'un corps due à l'évaporation de l'eau présente à sa surface.

Le flux de chaleur dû à ce phénomène est calculé à l'aide de l'équation (II.8), dans laquelle le q_m le flux d'humidité évaporé en kg/s et h_w est la chaleur latente de vaporisation de l'eau en J/kg .

$$q_{ev} = -q_m h_w \quad (II.8)$$

L'humidité évaporée est déterminée par l'équation (II.10), dans laquelle E_s est le coefficient d'émission d'humidité exprimé en Kg/m^2sPa , e_s est la pression de saturation de la vapeur en Pa et H_r est l'humidité relative. La pression de saturation en vapeur est déterminée par l'équation de Clausius-Clapeyron.

$$q_m = E_s e_s (1 - H_r) \quad (II.9)$$

Le coefficient d'émission d'humidité, E_s , peut être déterminé avec le ratio de Lewis, sur la base d'une similitude entre la théorie du transfert de chaleur et la masse (Incorpera, 2011). La relation de Lewis permet de déterminer le coefficient d'émission d'humidité en fonction du coefficient de transfert de chaleur par convection et inversement. La relation peut être approchée avec (Chuntranuluck et al., 1998) :

$$\frac{h}{E_s} \approx \frac{29c_s P}{18} \quad (\text{II.10})$$

avec,

c_s : Chaleur spécifique de l'air ($1007 \text{ J} / (\text{Kg}^\circ \text{K})$) ; P : Pression atmosphérique absolue en Pa .

II.3.1.4 Radiation solaire

La quantité d'énergie sous forme de rayonnement solaire qui absorbe un corps q_s est donnée par l'équation (II.11), dans laquelle I est l'énergie du Soleil qui atteint l'unité de surface du barrage par l'unité de temps et α_b est le coefficient d'absorption solaire du béton, dont ses valeurs sont comprises entre 0 et 1.

$$q_s = \alpha_b * I \quad (\text{II.11})$$

La quantité d'énergie sous forme de rayonnement solaire qui absorbe une surface d'un barrage dépend des caractéristiques intrinsèques du béton, de son inclinaison et de son orientation par rapport au Soleil, aux conditions atmosphériques et à l'environnement qui l'entoure. Donc, il est difficile de la quantifier. Dans ce qui suit, nous discutons les différentes formulations utilisées pour estimer la radiation solaire sur le parement aval d'un barrage en béton.

a) Estimation de la radiation solaire globale

La radiation solaire (W/m^2) est l'énergie qui provient du soleil sous forme de radiation à onde courte. L'interception du rayonnement solaire par une surface est fonction de sa géométrie et l'échange d'énergie entre la surface et son environnement.

Les mesures effectuées par les services météorologiques dans la plupart des pays permettent de couvrir les différentes régions climatiques et géographiques. La plupart de ces données sur la radiation solaire sont exprimées en énergie reçue sur une surface horizontale enregistrée quotidiennement.

b) Rayonnement solaire horaire global sur une surface horizontale

Des données horaires globales sur le rayonnement solaire sur une surface horizontale devraient être nécessaires. Bien qu'elles ne soient généralement pas mesurées au lieu d'intérêt, elles peuvent être estimées. Plusieurs modèles mathématiques permettant d'estimer le rayonnement solaire horaire global, (Gueymard, 2000) a proposé un modèle qui fournit le rapport d'insolation r_t entre le rayonnement globale horaire I_G et l'insolation globale journalière H_G au milieu de chaque heure solaire. La valeur r_t est fournie en fonction du taux d'insolation extraterrestre horaire/journalier r_0 corrigée par les coefficients α_1 et α_2 . Les coefficients prennent en compte l'influence de la latitude ϕ , de la déclinaison solaire δ , de l'angle horaire solaire ω et l'angle horaire du lever du soleil ω_0 .

$$r_o = \frac{I_{G,o}}{H_{G,o}} = \frac{\pi}{24} \left[\frac{\cos \omega - \cos \omega_o}{\sin \omega_o - \omega_o \cos \omega_o} \right] \quad (\text{II.12})$$

$$r_t = r_o \left[\frac{1 + \cos \varnothing \cos \delta \left(\frac{a_1}{a_2} \right) (\cos \omega - \cos \omega_o)}{1 + \cos \varnothing \cos \delta \left(\frac{a_1}{a_2} \right) \frac{\omega_o (0.5 + \cos^2 \omega_o) - 0.75 \sin 2\omega_o}{\sin \omega_o - \omega_o \cos \omega_o}} \right] \quad (\text{II.13})$$

Les coefficients α_1 et α_2 corrigent le rapport d'insolation r_t des effets atmosphériques. Ils sont des fonctions polynomiales de l'indice de clarté K_t , de α_o (l'élévation solaire moyenne journalière en dehors de l'atmosphère) et de S_o durée du jour en heures. Ils sont déterminés par la méthode des moindres carrés pondérés, en utilisant les données de 135 sites de rayonnement du monde entier.

$$a_1 = 0,41341K_t + 0,61197K_t^2 + 0,01886K_tS_o + 0,00759S_o \quad (\text{II.14})$$

$$a_2 = \text{Max}(0,054, 0,25116 + 2,2475K_t - 1,76118K_t^2 - 1,84535 \sin \alpha_o + 1,6811 \sin^2 \alpha_o) \quad (\text{II.15})$$

La valeur de K_t est le rapport entre H_G et l'irradiation globale extraterrestre quotidienne sur une surface horizontale, $H_{G,o}$.

Une fois la radiation solaire horaire globale est connue, elle est décomposée en radiation directe et radiation diffuse. Le rayonnement solaire diffus est la fraction du rayonnement solaire global qui ne provient pas directement du soleil. Il a un angle d'incidence qui change en fonction des facteurs climatiques. C'est un rayonnement qui atteint les surfaces du barrage dans toutes les directions.

$$I_g = I_d + I_b \quad (\text{II.16})$$

Le rayonnement solaire direct est la partie du rayonnement global qui arrive directement du soleil sans qu'elle soit dispersée ou absorbée en traversant l'atmosphère. Par conséquent, les facteurs qui affectent la quantité de rayonnement solaire direct sur une surface horizontale sont : l'angle d'inclinaison β et l'azimut ψ .

c) Estimation de la radiation solaire sur une surface inclinée

Etant donné que les faces du barrage sont des surfaces inclinées dont l'inclinaison et l'orientation dépendent de la position, nous calculons les composantes du rayonnement solaire à chaque point d'intérêt à l'aide du modèle de Reindel (Reindel et *al.*, 1990), qui fournit des estimations précises au nord de l'Algérie (Ihaddadene et *al.*, 2017). Le rayonnement solaire global $I_{T,G}$, qui atteint une surface inclinée d'un angle β_s , est divisé en trois composantes : Le faisceau $I_{T,b}$, le rayonnement réfléchi du sol à la surface et diffus $I_{T,d}$:

$$I_{T,G} = I_{T,b} + I_{T,d} + I_{T,r} \quad (\text{II.17})$$

Le faisceau $I_{T,b}$, composante directe du rayonnement sur une surface inclinée, déterminée à partir de la valeur de cette même composante mesurée sur une surface horizontale I_b , au moyen

du facteur géométrique R_b donné par l'équation (II.19). Par conséquent, $I_{T,b}$ est calculé avec l'équation (II.18).

$$I_{T,b} = R_b I_b \quad (\text{II.18})$$

R_b est un facteur géométrique qui décrit la relation entre le rayonnement solaire horaire direct sur une surface inclinée d'un angle β et avec un azimut ψ , et le rayonnement solaire direct incident sur une surface horizontale I_b .

$$R_b = \frac{I_{T,b}}{I_b} = \frac{\cos \theta_s}{\cos \theta_z} \quad (\text{II.19})$$

L'angle d'incidence θ_s dépend de la déclinaison solaire δ , de la latitude ϕ , de l'angle horaire ω , de l'inclinaison des parements du barrage β et de son azimut ψ .

$$\cos \theta_s = \sin \delta \sin \phi \cos \beta_s - \sin \delta \cos \phi \sin \beta_s \cos \psi_s + \cos \delta \cos \phi \cos \omega \cos \beta_s + \cos \delta \sin \phi \sin \beta_s \cos \psi_s \cos \omega + \cos \delta \sin \beta_s \sin \psi_s \sin \omega \quad (\text{II.20})$$

Tandis que l'angle du zénith θ_z dépend de la déclinaison solaire δ , de la latitude ϕ et de l'angle horaire ω

$$\cos \theta_z = \sin \phi \sin \delta + \cos \phi \cos \delta \cos \omega \quad (\text{II.21})$$

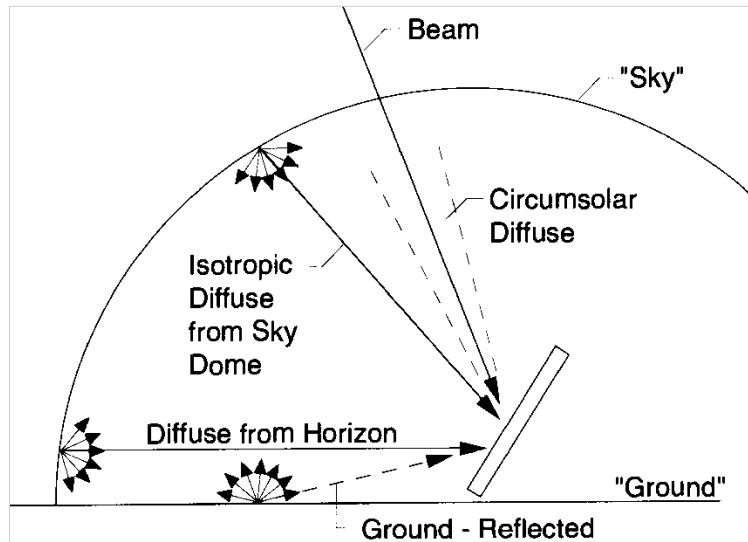


Figure II.2 : Différentes composantes de la radiation solaire sur un plan incliné (Duffie et Beckman, 2013)

d) Radiation solaire réfléchie

Le rayonnement solaire réfléchi est la partie du rayonnement qui atteint une surface en question et qui provient de la réflexion du rayonnement global sur les objets qui se trouvent dans son environnement. L'albédo est le pourcentage de rayonnement que tout objet réfléchit, par rapport au rayonnement qui l'affecte et qui détermine la quantité de rayonnement réfléchi que reçoit la surface étudiée (Duffie et Beckman, 2013). Les valeurs du coefficient d'albédo de différentes surfaces sont mentionnées dans le Tableau I.1.

Nombreux sont les modèles d'estimation des composantes de la radiation solaire globale. Selon (Miguel et al., 2001) il y a environ 250 modèles. Nous pouvons citer : (Hollands et Crha, 1987; Macagnan et al., 1994; Liu et Jordan, 1960; Jain et al., 1988). Ces modèles sont développés pour des régions spécifiques, les appliquer dans d'autres zones peut affecter la fiabilité des résultats. (Miguel et al., 2001) proposent le modèle de corrélation horaire CLIMED2 qui détermine la fraction du rayonnement diffus dans les régions du bassin Méditerranéen sur la base de données provenant de onze stations radiométriques situées en Grèce, au Portugal, en France et en Espagne. Ce modèle fournit une relation empirique entre le ratio de la radiation solaire horaire diffus par rapport à la radiation solaire horaire globale k_d et l'indice de clarté globale horaire k_t qui représente le rapport entre radiation solaire globale horaire I_G et l'irradiation horaire globale extraterrestre $I_{G,o}$. Le modèle CLIMED2 est représenté par l'équation (II.22) :

$$\begin{aligned}
 k_d &= 0,995 - 0,081k_t \quad \text{for } k_t \leq 0,21 \\
 k_d &= 0,724 + 2,738k_t - 8,320k_t^2 + 4,967k_t^3 \quad \text{for } 0,21 \leq k_t \leq 0,76 \\
 k_d &= 0,180 \quad \text{for } k_t > 0,76
 \end{aligned}
 \tag{II.22}$$

Le rayonnement réfléchi du sol vers la surface $I_{T,r}$, fraction provenant de la réflexion du rayonnement global lorsqu'il affecte les corps entourant cette surface. Sa valeur dépendra de l'albédo moyen des corps environnants p , de la valeur du rayonnement global mesurée sur une surface horizontale I et de l'angle d'inclinaison de la surface, tels qu'ils sont exprimés dans l'équation (II.23).

$$I_{T,r} = I_p \frac{1 - \cos \beta_s}{2}
 \tag{II.23}$$

Tableau II.1 : Valeurs de coefficients d'albédo (Agullo et al., 1996)

Type de surface	Valeur (%)
Neige récente	80 - 90
Neige ancienne	60 - 70
Terrain cultivé	10 - 15
Terrain couvert par herbe sèche	28 - 32
Terrain boisé	15 - 30
Terrain sableux	15 - 25
Béton, ciment	55
Sable blanc	25 - 40
Eau en été	5
Eau en hiver	18

L'estimation de la composante diffuse $I_{T,d}$ est plus complexe que les composantes précédentes. La direction d'où il est reçu, c'est-à-dire sa distribution le long de la sphère céleste, dépend d'autres facteurs tel que la couverture des nuages ou de la turbidité de l'atmosphère. Le rayonnement diffus comporte trois parties :

- La partie isotrope $I_{T,d,iso}$, qui vient uniformément de toute la sphère céleste.
- La partie circumsolaire $I_{T,d,cs}$ qui résulte de la dispersion du rayonnement lors de la traversée de l'atmosphère.
- La partie de l'horizon éclairissant $I_{T,d,hz}$. Il est concentré près de l'horizon et apparaît plus intensément dans des conditions atmosphériques par temps clair.

La somme de ces trois composantes représente la radiation diffuse sur une surface inclinée :

$$I_{T,G} = I_{T,b} + I_{T,d,cs} + I_{T,d,iso} + I_{T,d,hb} + I_{T,r} \quad (II.24)$$

Il existe de nombreuses formulations pour quantifier chacun des composants sur des surfaces inclinées, à partir de la valeur du rayonnement diffus mesuré sur surface horizontale. Ces modèles sont classés en deux catégories : les modèles isotropes et les modèles anisotropes. Le modèle de Reindel divise le rayonnement diffus en deux parties au moyen de l'indice anisotrope A qui est défini par l'équation (II.25), il représente la partie de l'insolation diffuse qui est traitée comme circumsolaire, $I_{T,d,cs}$, qui a une nature anisotrope. Il est considéré comme incident au même angle que le rayonnement du faisceau.

L'indice est la relation entre le rayonnement horaire sur une surface horizontale I_b et l'irradiation horaire extraterrestre sur une surface horizontale $I_{G,o}$. La partie restante est supposée être isotrope.

$$A = \frac{I_b}{I_{G,o}} \quad (II.25)$$

Une partie du rayonnement diffus correspond à la fraction anisotrope, appelée composant circumsolaire $I_{T,d,cs}$, qui atteint la surface en question dans la même direction que le rayonnement direct. L'autre partie de la composante diffuse comprend les fractions isotropes $I_{T,d,iso}$ et horizon éclairant $I_{T,d,hz}$ toutes deux de nature isotrope et qui par conséquent atteignent la surface depuis n'importe quelle direction.

La fraction anisotrope, qui atteint une surface inclinée, est calculée à l'aide de l'équation (II.26). La fraction isotrope mesurée sur une surface horizontale sera donc $I_d(1-A)$. Cette fraction est divisée en composantes isotropes et horizons éclairant selon les équations (II.28) et (II.29). Le rayonnement de l'horizon par temps clair est modélisé avec le terme $\sin^3(\beta/2)$. Cependant, les jours nuageux et le rayonnement ont une valeur inférieure exprimée mathématiquement avec le facteur f . Le facteur est la racine carrée du rapport entre le rayonnement horaire direct et le rayonnement horaire global, défini selon l'équation (II.30).

$$I_d A R_b \quad (II.26)$$

$$I_b R_b \quad (II.27)$$

$$I_d(1 - A) \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \quad (II.28)$$

$$I_d(1 - A) \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \left(f \sin^3 \frac{\beta}{2} \right) + I_G g_r \left(\frac{1 - \cos \beta}{2} \right) \quad (II.29)$$

$$f = \sqrt{\frac{I_b}{I_G}} \quad (\text{II.30})$$

Le rayonnement total sur la surface inclinée selon le modèle de Reindel sera comme suit :

$$I_{T,G} = I_b R_b + I_d A R_b + I_d (1 - A) \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) + I_d (1 - A) \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \left(\sqrt{\frac{I_b}{I_G}} \sin^3 \frac{\beta}{2} \right) + I_G g_r \left(\frac{1 - \cos \beta}{2} \right) \quad (\text{II.31})$$

La radiation solaire journalière globale sur une surface inclinée est la somme de l'intensité du rayonnement solaire horaire sur une surface inclinée durant toute une journée.

II.3.2 Température équivalente

En conséquence, le transfert de chaleur total à travers les facettes barrages en contact avec l'air est calculé comme suit :

$$q = q_c + q_r + q_{ev} + q_s \quad (\text{II.32})$$

Nous introduisons l'équation (II.1) et l'équation (II.4) dans l'équation (II.32) et exprimons q par la loi de Newton de refroidissement utilisant une température ambiante équivalente, T_{eq} , nous aurons :

$$(H_c + H_r)(T_{eq} - T) = h_c(T_a - T) + h_r(T_a - T) \frac{N_d}{24} + h_r(T_{sk} - T) \frac{24 - N_d}{24} + q_s + q_{ev} \quad (\text{II.33})$$

La température ambiante équivalente sera exprimée comme suit :

$$T_{eq} = \frac{h_c}{h_c + h_r} T_a + \frac{h_r}{h_c + h_r} T_a \frac{N_d}{24} + \frac{h_r}{h_c + h_r} T_{sk} \frac{24 - N_d}{24} + \frac{q_s + q_{ev}}{h_c + h_r} \quad (\text{II.34})$$

L'équation (II.35) représente le coefficient de convection équivalent :

$$h_{eq} = h_c + h_r \quad (\text{II.35})$$

II.3.3 Température de l'eau

A l'amont, dans les zones en contact avec l'eau de la retenue, la température est égale à celle de l'eau avec laquelle elle est en contact, en même temps, la température de l'eau varie suivant la profondeur. La distribution de la température de l'eau doit être stratifiée le long de la profondeur. Environ 80% du rayonnement solaire est absorbé par la couche superficielle de l'eau, alors que seulement environ 5% pourrait atteindre la profondeur de 5 m (Ji et al., 2008).

Dans la plupart des barrages, la température de l'eau soit elle n'est pas mesurée ou soit elle est prélevée à quelques profondeurs non loin de la surface. En 1997, Bofang a proposé une procédure pour estimer la température de l'eau selon plusieurs profondeurs durant toute l'année par un modèle analytique.

Selon le modèle de Bofang, la variation de la température de l'eau de la retenue, T_w , à une profondeur y et le jour t de l'année est décrite par l'équation (II.36) (Bofang, 2014):

$$T_w(y, t) = \left(\frac{\overline{T_{w,b}} - \overline{T_{w,s}} e^{-0.04H}}{1 - e^{-0.04D}} \right) + \left(\overline{T_{w,s}} - \frac{\overline{T_{w,b}} - \overline{T_{w,s}} e^{-0.04H}}{1 - e^{-0.04D}} \right) e^{-0.04H} + A_{w,s} e^{-0.018y} \cos(\omega_w(t - t_0 - 2,15 + 1,30e^{-0,085z})) \quad (\text{II.36})$$

H est la profondeur totale du réservoir, $\overline{T_{w,b}}$ est la température moyenne annuelle de l'eau au fond du réservoir, $\overline{T_{w,s}}$, la température moyenne annuelle à la surface du réservoir, $A_{w,s}$ est l'amplitude annuelle de la température de l'eau à la surface de la retenue, ω_w est la fréquence angulaire de la température de l'eau (égale à $2\pi/365 \text{ days}^{-1}$), t_0 est le jour où la température ambiante est maximale.

$A_{w,s}$, $\overline{T_{w,s}}$, $\overline{T_{w,b}}$ et t_0 sont estimés par la méthode de régression non linéaire et à l'aide des mesures réelles de la température de l'eau pour le calage du modèle.

Beaucoup de modèles analytiques et statistiques pour le calcul de la température de l'eau dans les réservoirs profonds existent (JI et al., 2008; Benyahya et al., 2008). Le modèle analytique de Bofang est le plus utilisé dans les études thermiques des barrages car, il donne des résultats meilleurs par rapport aux autres.

II.4 Présentation du barrage et de la zone d'études

II.4.1 Etat de situation du barrage de Tichy Haf

Le barrage voûte de Tichy Haf situé dans la wilaya de Bejaia au nord de l'Algérie. Construit sur le bas de l'oued de Bousselam avec une hauteur de 83,50 mètres au-dessus des fondations. Il est destiné pour :

- L'alimentation en eau potable et industrielle des agglomérations situées sur le couloir Akbou / Bédjaya.
- L'irrigation du périmètre du Sahel qui a une superficie du 6400 ha, et de la basse Soummam.
- L'écêtement des crues de l'Oued Boussellam et par la même occasion les réduire dans la vallée de la Soummam.

Le projet à une longue histoire, les premières reconnaissances sur le site dateraient des années vingt du siècle dernier. Les travaux d'exécution du barrage n'ont été entamés qu'à partir de 1989.

Au début, le projet comportait une structure type voûte mince à double courbure. Des impératifs géologiques et géotechniques obligeaient la révision de l'étude à maintes reprises en raison des résultats d'ouverture des fouilles, où des faiblesses inquiétantes découvertes sur la rive droite.

Il s'agit de couches mylonitiques apparaissent dans une structure complexe, aussi la gorge où est placé le barrage est constituée de calcaire chevauchant des marnes, ce qui a compliqué

le choix des ingénieurs concepteurs car si les marnes profondes sont relativement étanches, les calcaires où la voûte s'appuie sont fortement fracturés et entrecoupés de couches très altérées.



Figure II.3 : Vue aval du barrage de Tichy Haf

Cette structure complexe de la gorge n'a été clarifiée qu'après une bonne dizaine d'années d'hypothèses qui se sont révélées imparfaites à chaque campagne de reconnaissances successives.

En 1996, le problème d'étanchéité est résolu en adoptant la variante d'un barrage poids-voûte au lieu. Le barrage de Tichy Haf est composé des ouvrages suivants (Figure II.4) :

- Une digue principale type poids-voûte avec prise d'eau, vidange de fond et évacuateur de crues secondaires incorporés.
- Un évacuateur de crues à seuil libre type Creager et saut de ski.
- Une digue de col d'une hauteur maximale de 35 m et une longueur de couronnement de 180 m est construite avec 43000 m³ du Béton Compacté au Rouleau.
- La digue principale dispose d'un système de galeries d'injection et de drainages, 4 galeries sont réalisées sur différentes hauteurs : 225, 250, 270 et 290 mNGA. Elles s'étendent de la rive gauche jusqu'à la rive droite pour permettre une inspection visuelle de l'ensemble de la digue.

II.4.1.1 Géométrie

La géométrie du barrage est déterminée suivant une spirale logarithmique dans un système Cartésien où son origine est au bord amont de la crête du barrage. L'axe des x est dirigé vers la rive gauche, l'axe des y est situé en aval et l'axe des z est verticalement descendant. La surface du parement aval est décrite par l'équation mathématique (II.37).

$$\Gamma_d : y(x,z) = 0,0046 x^2 + 0,0005 x + 0,1214 + z 0,0833 \quad (0 \text{ m} < z < 12,5 \text{ m})$$

$$\Gamma_d : y(x,z) = x^2 0,0046 + x 0,0005 + 0,1214 + 0,5 z \quad (12,5 \text{ m} \leq z < 55 \text{ m}) \quad (\text{II.37})$$

$$\Gamma_d : y(x,z) = x^2 0,0046 + x 0,0005 + 27,8714 \quad (55 \text{ m} \leq z)$$

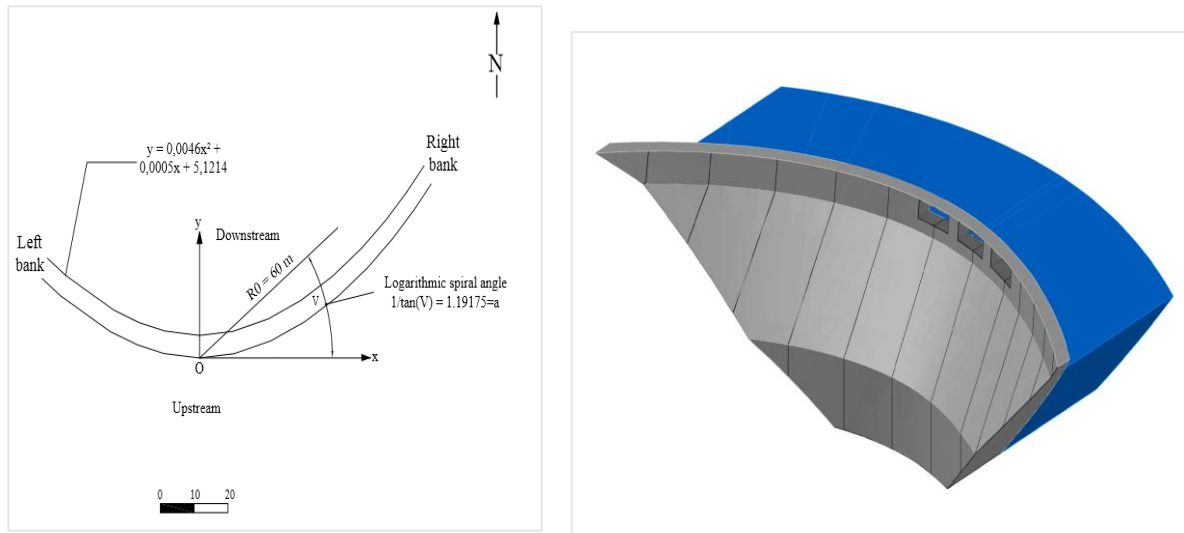


Figure II.4 : Définition géométrique des arcs du barrage de Tichy Haf

II.4.1.2 Géologie

La région est structurée par une série de nappes de charriage. Le site est au contact, entre une nappe de charriage de marnes du crétacé et un massif calcaire du jurassique. Une tectonique « compressive » a généré des décollements à l'intérieur du massif calcaire. Les calcaires dolomitiques sont à la limite de leur disparition sous les marnes, plusieurs failles importantes traversent la fondation en particulier en rive droite. La fracturation est intense en raison du chevauchement tectonique.

La composition du contact marnes/calcaires est cependant décrite comme une zone de matériaux divers (sables, bloc de dolomie, argiles, etc.) d'épaisseur variable entre 0 et 15 m.

Tableau II.2 : Caractéristiques techniques et hydrologiques du barrage de Tichy Haf

Caractéristique	Valeur	Caractéristique	Valeur
Hauteur	83,50 m	Apport solide	3,5 hm ³ /an
Longueur du couronnement	275 m	Niveau retenue normale	294,5 m
Largeur à la base	27,75 m	Volume totale de la retenue (PHE)	147 hm ³
Volume des bétons	180 000 m ³	Volume utile	75 hm ³
Surface du bassin versant	3,980 km ²	Volume régularisé	150 hm ³ /an
Précipitations moyennes	750 mm/an	Volume mort	5 hm ³
Crues décennales	8200 m ³ /s	Evaporation	1500 mm/an

II.4.1.3 Matériaux de construction

Les matériaux de construction utilisés pour l'aménagement de Tichy Haf ont été essentiellement les agrégats et le ciment, car que ce soit pour la voûte ou pour la digue de col,

il s'agit de béton : classique vibré pour la première, compacté au rouleau pour la seconde. Des spécifications ont été adaptées aux besoins selon les exigences. La présence de matériaux calcaires en rive droite de la vallée a permis d'installer une station de concassage. Les granulométries des agrégats mises au point pour la réalisation des différents ouvrages sont regroupées dans le tableau II.3.

Le ciment utilisé est de type résistant aux sulfates à cause des eaux classées « agressives » après les analyses faites à plusieurs reprises par différents laboratoires. Cette contrainte a été l'origine de retards dans le programme de réalisation, car la cimenterie était incapable de fournir tout le temps le matériau.

Un ajout d'adjuvants a été envisagé : *Plastiretard* et *BV 40* ont permis de rendre plus maniables les diverses formules et de permettre des levées plus volumineuses. Au début, les levées basses des plots centraux étaient supérieures aux 1000 m^3 sans dépasser le temps de prise. Le pourcentage d'adjuvant a varié selon les conditions ambiantes entre 0.6 et 0.9% en poids du ciment.

En ce qui concerne les propriétés thermiques du béton, la densité est de 2300 kg/m^3 et la diffusivité thermique de $0,003\text{ m}^2/\text{s}$. Le coefficient d'absorption du rayonnement solaire du béton a été estimé à 0,5. Cette propriété varie de manière significative tout au long de la vie du matériau, car elle dépend en partie des propriétés de la surface exposée au rayonnement solaire. Cette surface est soumise aux agents atmosphériques qui provoquent des variations de ses caractéristiques. L'émissivité du béton a été fixée à 0,70. Ce chiffre communément attribué à ce matériau (Santillan et al., 2013).

Tableau II.3 : Granulométrie des agrégats utilisés pour la construction du barrage

Ouvrages	Diamètre (mm)
Bétons de masse de la voûte	100
Bétons de masse de la voûte dans les zones où le 100 mm est inadapté	50
Bétons de structure dans les zones ferraiillées	32
Bétons de structure dans les zones ferraiillées où le 32 mm est inadapté	16

II.4.2 Conditions météorologiques de la région

Les variables météorologiques considérées sont : la température ambiante, les précipitations journalières, la vitesse du vent et la radiation solaire. Les données de ces variables ont été obtenues à partir de l'Agence Nationale des Barrages et Transferts (ANBT) et l'Agence Nationale de Ressources Hydrauliques (ANRH). Les séries des mesures journalières s'étalent entre le 1 janvier 2011 au 31 juillet 2014. En raison du manque de données de la vitesse du vent et l'humidité relative, nous avons utilisé les données de réanalyse du système de prévisions climatiques établie par « *National Centers for Environmental Prediction* » (NCEP) (Dile et Srinivasan, 2014; Fuka et al., 2014).

II.4.2.1 Température de l'air

Elle est mesurée d'une fréquence journalière par la station météorologique du barrage. La variation de la température moyenne journalière dans la période comprise entre janvier 2011 et juillet 2014 est représentée dans la figure II.5. Les valeurs extrêmes sont enregistrées en 2012. La température de l'air atteint une valeur maximale de 33 °C en été et une valeur minimale de -6.95 °C en Février 2012.

La température de l'air est un paramètre important dans les échanges convectifs et radiatifs entre le barrage et l'environnement alentour et qui dépend de plusieurs agents climatiques comme : la radiation solaire, le vent, la pluie ainsi que des facteurs géographiques, comme par exemple l'altitude.

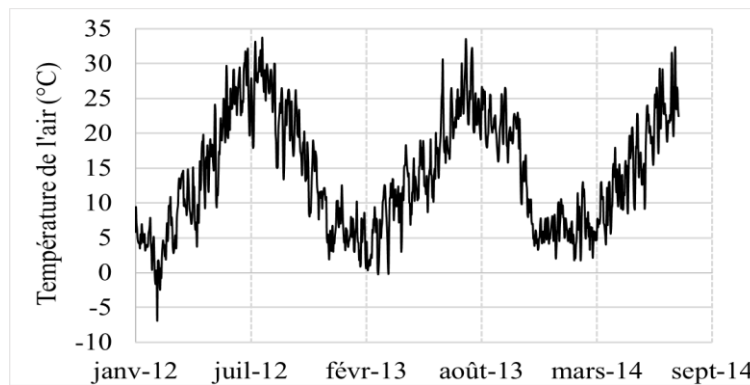


Figure II.5 : Température de l'air durant période du 1 janvier 2011 au 31 juillet 2014

II.4.2.2 Radiation solaire

Les données d'irradiation solaire sont recueillies à partir de l'Atlas Solaire Algérien préparé par le centre de recherche dans le domaine des énergies renouvelables en Algérie. La radiation solaire est présentée sous forme de valeurs numériques de l'irradiation globale mesurée sur un plan horizontal dans la ville de Bejaia. Les données fournies sont disponibles sous forme d'une moyenne mensuelle, Tableau II.4. L'irradiation solaire est maximale au mois de Juillet, elle est de 10. 83 Mj/m^2 .

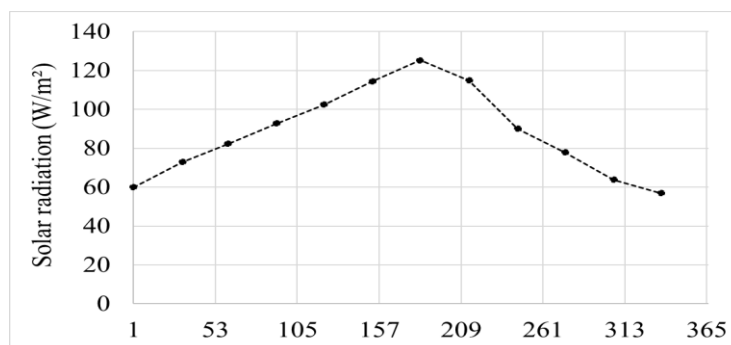


Figure II.6 : Radiation solaire mensuelle durant l'année

L'intensité du rayonnement solaire agissant sur les surfaces exposées du barrage est liée à plusieurs éléments, tels que l'orientation et l'inclinaison des parements, l'heure, la journée et

la situation géographique. Aussi, elle dépend du rayonnement réfléchi du milieu environnant (Tatin, 2015). Donc, il faut tenir compte de tous ces facteurs.

Tableau II.4 : Radiation solaire mensuelle dans la région de Tichy Haf

Mois	Radiation solaire (Mj/m^2)	Mois	Radiation solaire (Mj/m^2)
Janvier	5,18	Juillet	10,83
Février	6,3	Aout	9,93
Mars	7,11	Septembre	7,78
Avril	8,02	Octobre	6,73
Mai	8,86	Novembre	5,52
Juin	9,9	Décembre	4,92

II.4.2.3 Vitesse du vent

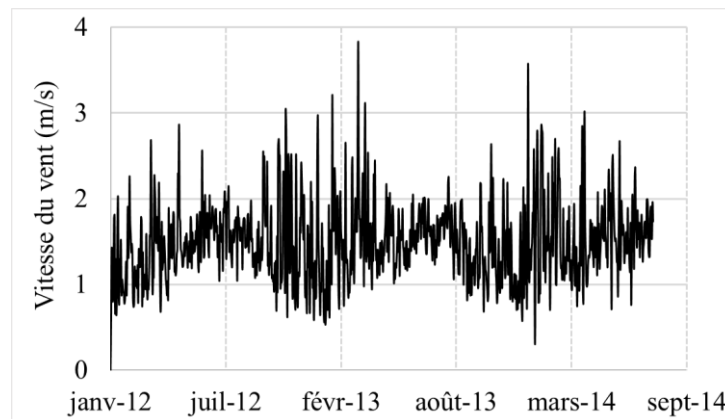


Figure II.7 : Evolution de la vitesse du vent sur le site du barrage

La figure II.7 décrit la variation de la vitesse du vent durant la période d'étude. La vitesse du vent est une grandeur qui influe sur le mode de transfert de chaleur par convection sous forme de coefficient de convection. Elle est d'une moyenne annuelle d'environ $1,5 \text{ m/s}$.

II.5. Echanges thermiques du barrage avec l'environnement

II.5.1 Flux de chaleur

Un flux de chaleur est imposé aux surfaces des parements amont et aval en contact avec l'air, ce flux de chaleur, noté q , représente la somme des flux de chaleur dû aux :

- Transfert de chaleur par convection q_c .
- Échanges radiatifs par onde longue q_r .
- Refroidissement par évaporation q_{ev} .
- Radiation solaire q_s .

II.5.1.1 Convection

Ce flux de chaleur, est induit par la différence de température entre celle du béton et celle de l'air en contact avec la surface du barrage sous l'influence de la vitesse de l'air, représentée sous la forme de coefficient de convection. La température ambiante et la vitesse du vent sont supposées indépendantes.

La disponibilité des données journalières de l'air et de la vitesse du vent nous a permis de calculer le coefficient et la chaleur par convection d'une fréquence quotidienne. Les résultats journaliers des coefficients de convection sont représentés dans la figure II.8.

Le coefficient de convection a une valeur moyenne de $9,43 \text{ W/m}^2\text{K}$ avec respectivement une valeur minimale et maximale de $4,85$ et $16,36 \text{ W/m}^2\text{K}$. Quand la température du béton augmente, le flux de chaleur générée par convection se dirige vers l'intérieur, donc les résultats seront positifs. Cependant, quand le béton se refroidit, sa température diminue, il y a un dégagement de chaleur par convection du barrage vers l'extérieur, pour cela, les flux de chaleur générés auront un signe négatif.

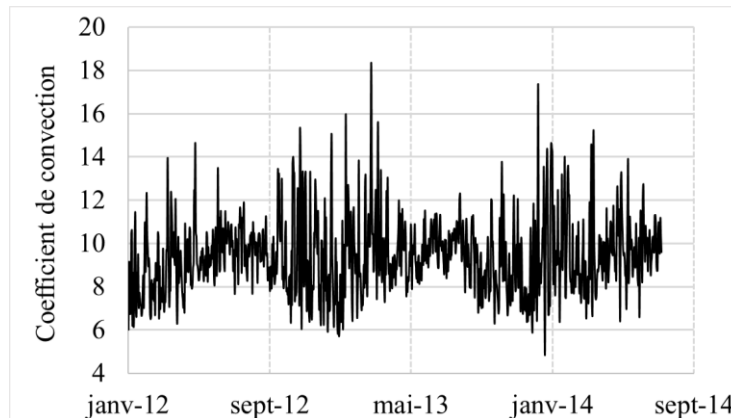


Figure II.8 : Variation du coefficient de convection (en $\text{W/m}^2 \text{K}$)

II.5.1.2 Radiation

Le transfert de chaleur par le mode de radiation entre les parements du barrage et le milieu ambiant tient compte de l'émissivité du béton et de la différence de température entre le béton et l'air. L'émissivité du béton est considérée égale à 0,65.

La température de l'air est égale à celle de l'environnement ambiant pendant la journée, alors que durant la nuit, la température du ciel est basse à celle de milieu ambiant, un transfert de chaleur des surfaces du barrage vers l'extérieur se manifeste sous forme de radiation à ondes longues appelée refroidissement nocturne « *Night cooling* ». La température du ciel durant la nuit est calculée par les formules décrites dans la section II.3.1.2.

Durant la journée, Le flux de chaleur est calculé en utilisant la température de l'air, alors que pendant la nuit la chaleur générée par la radiation est estimée en utilisant la température du ciel. Le flux total est donc la somme des deux avec une variation comprise entre $2,57 \text{ W/m}^2\text{K}$ et

de $4,41 \text{ W/m}^2\text{K}$. L'évolution de la variation journalière du coefficient d'échange radiatif est illustrée dans la figure II.9.

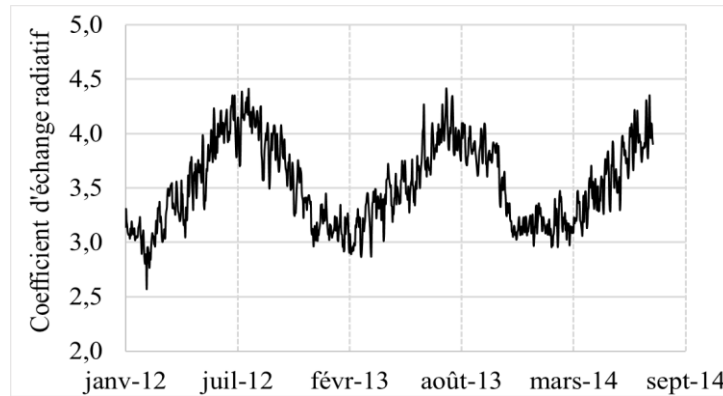


Figure II.9 : Estimation du coefficient d'échange radiatif (en $\text{W/m}^2\text{K}$)

L'évolution du flux de chaleur par échanges radiatifs durant la période d'étude est présentée dans la figure II.10. Un résultat positif révèle un flux de chaleur se propageant de l'intérieur du barrage vers son environnement. Alors qu'un flux qui circule dans le sens inverse est caractérisé par une valeur négative.

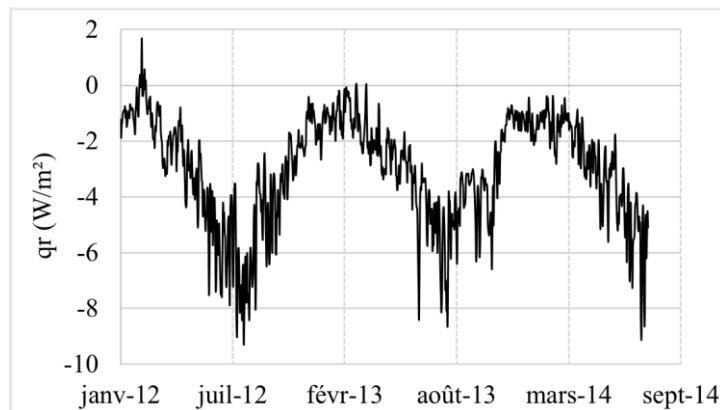


Figure II.10 : Variation du flux de chaleur radiatif

II.5.1.3 Refroidissement par évaporation

Le flux de chaleur qui caractérise le refroidissement par évaporation, en d'autres termes la chaleur générée par l'eau présente sur les surfaces des barrages ensoleillés. Les eaux dues aux précipitations sont considérées pour l'évaluation de cette chaleur. Calculée selon la méthodologie expliquée dans la section II.3.1.3.

Les résultats journaliers de l'estimation de la chaleur due au refroidissement par évaporation sont présentés dans la figure II.11. Il y a des jours où le flux de chaleur q_{ev} est nul, cela est expliqué par l'absence des précipitations dans ces jours. Il y a lieu de remarquer aussi une génération de chaleur par évaporation dans des jours où il n'y avait pas des précipitations. Ce phénomène s'explique par l'effet des précipitations des jours précédents, accumulées au sein du béton de la structure.

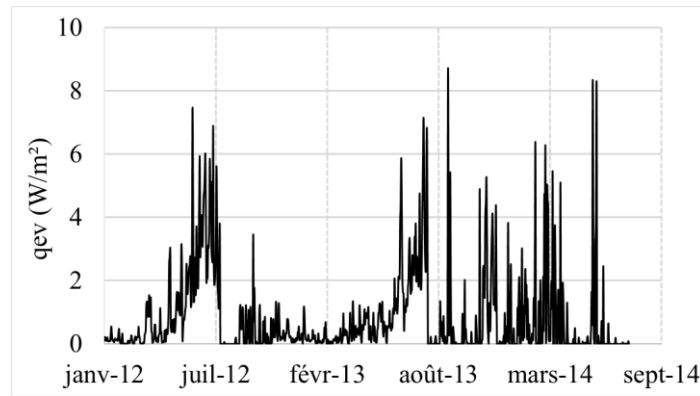


Figure II.11 : Résultat du flux de chaleur par évaporation

En effet, quand le flux de chaleur par évaporation engendré par les précipitations est supérieur à la chaleur d'évaporation maximale par journée, il pourra être généré sur plusieurs jours jusqu'à ce que cette eau s'évaporât complètement.

II.5.1.4 Radiation solaire

Pour une étude thermique d'un barrage en béton il est nécessaire de disposer des données journalières de la température de l'air, les précipitations, la vitesse du vent et les données horaires de la radiation solaire, ces derniers sont obtenus à partir des données journalières moyennes à l'aide des modèles d'estimation des composantes de la radiation solaire horaire (cf. Chapitre II).

En supposant que les données mensuelles fournies par l'Atlas solaire algérien se produisent le jour correspondant au mi-mois, les valeurs moyennes quotidiennes du rayonnement solaire globale, H , sont estimées à partir de l'équation (II.38) qui génère l'onde de la radiation solaire globale avec une période d'un an ajusté à partir des mesures moyennes mensuelles.

Les paramètres \bar{H} , A_H et φ_H sont respectivement : la radiation moyenne annuelle, l'amplitude annuelle de radiation et l'angle de déphasage en radian, leurs valeurs sont mentionnées dans le tableau II.5.

$$H = \bar{H} + A_H \cdot \sin \frac{2\pi}{365}t + \varphi_H \quad (\text{II.38})$$

Tableau II.5 : Paramètres de l'onde de radiation solaire globale

Paramètres	Valeur
\bar{H} (MJ/m ²)	7,59
A_H (MJ/m ²)	7,81
φ_H (Radians)	7,96

L'onde de radiation solaire générée est présentée dans la figure II.12 avec les données moyennes mensuelles. La qualité de l'onde ajustée est évaluée en calculant l'erreur moyenne quadratique (RMSE) et l'erreur moyenne absolue (MAE).

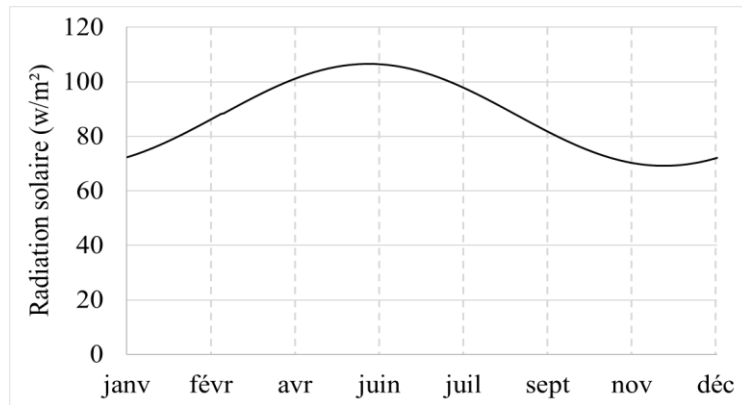


Figure II.12 : Radiation solaire journalière correspondant à la région du site du barrage

Les barrages, spécialement les barrage voûtes, sont des structures caractérisées par la spécificité de leurs géométries et la topographie du site qui varient d'un barrage à un autre. La radiation solaire sur la face aval n'est pas uniforme vu sa forme archée, la variation de l'intensité de la radiation solaire le long de la journée, et l'ombre créée par la topographie du site qui varie aussi le long du jour. Ce dernier paramètre n'est pas considéré par la majorité des travaux ultérieurs, malgré son impact sur la valeur du flux de radiation solaire calculé.

Un point dans la surface aval du barrage qui est à l'ombre, ne reçoit pas de l'énergie directe provenant du soleil, donc la composante directe est nulle, par conséquent le flux due aux radiations solaires est moindre.

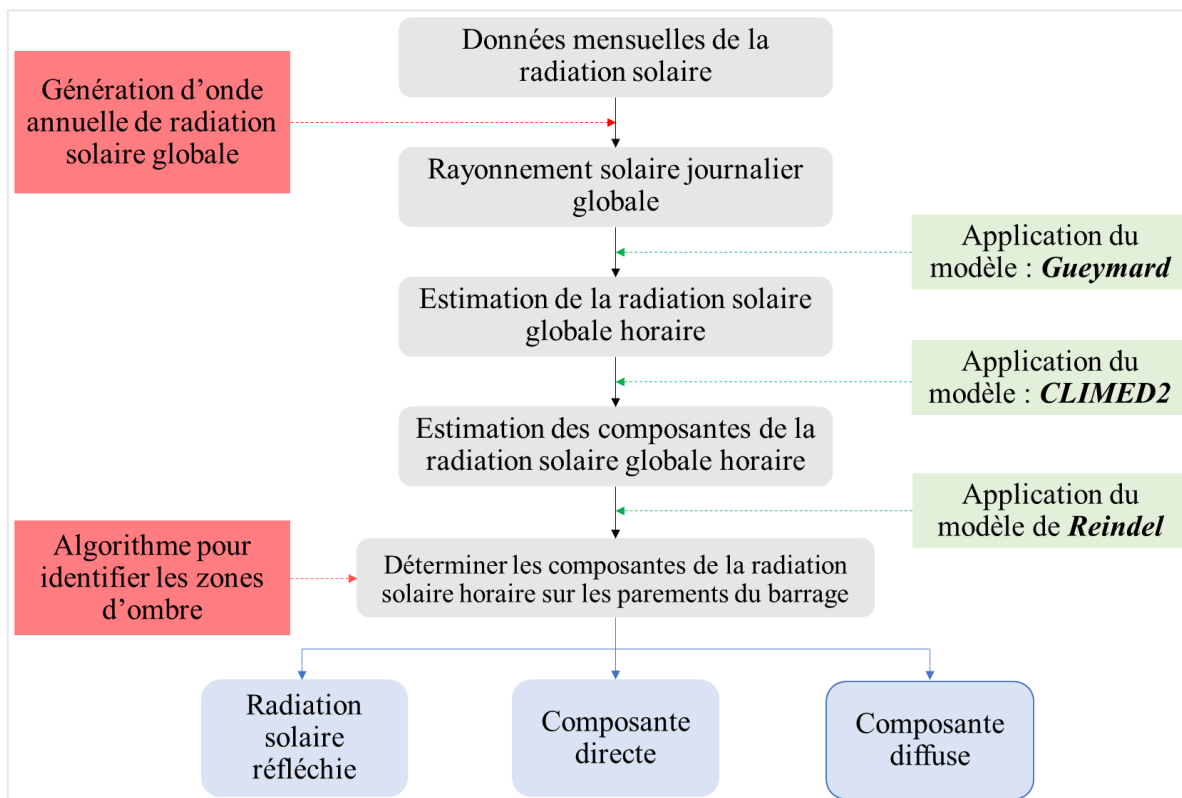


Figure II.13: Organigramme des étapes suivies pour l'estimation du flux des radiations solaires sur le parement aval du barrage de Tichy Haf

Tableau II.6 : Coordonnées géographiques du barrage

Paramètres	Valeur
Latitude ϕ	36,39056
Longitude λ_0	4,390278

Le principe du modèle, s'agit de vérifier si les points à évaluer se trouvent dans la zone d'ombre. Si ses coordonnées vérifient une des équations de surface d'ombre générée, donc le point est en ombre. La radiation solaire à chaque point du parement aval du barrage est évaluée suivant la méthodologie décrite dans la section II.3.1.4, elle peut être résumée par les étapes suivantes :

- Pour chaque jour de l'année, on estime la radiation solaire globale horaire à partir des données de la radiation solaire globale journalière et en utilisant le modèle de Gueymard qui fournit des bons résultats.
- Les composantes de la radiation solaire horaire : directe et diffuse, sur une surface horizontale par utilisation des mesures de la radiation solaire horaire globale. Pour cette étape, le modèle de CLIMED2 est employé vu son efficacité, prouvée dans la région.
- Le modèle de *Reindel* qui a prouvé sa fiabilité dans les travaux ultérieurs à estimer les composantes de la radiation solaire horaire sur une surface inclinée dans le nord de l'Algérie, est appliqué dans cette étude.

La durée du jour solaire est déterminée par l'équation (II.39), où N_d est la durée du jour en heures, ϕ et δ sont respectivement la latitude du site et la déclinaison solaire. δ dépend du jour de l'année considérée. Le soleil se lève à $N_d/2$ heures avant midi, heure solaire local (HSL), et le coucher du soleil sera après $N_d/2$ heures. La figure II.14 représente l'évolution de la durée de jour solaire en heures durant toute l'année.

$$N_d = \frac{2}{15} \arccos(-\tan \delta \tan \phi) \quad (\text{II.39})$$

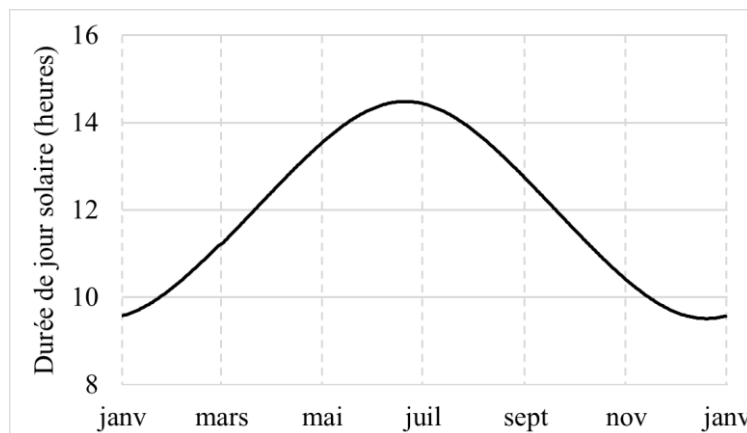


Figure II.14 : Durée de la journée solaire tout au long l'année au site du barrage de Tichy Haf

La déclinaison solaire est exprimée comme suit :

$$\delta = 0,006918 - 0,399912 \cdot \cos \Gamma_d + 0,070257 \sin \Gamma_d - 0,006758 \cos 2\Gamma_d + 0,000907 \sin 2\Gamma_d + 0,000907 \sin 2\Gamma_d - 0,002697 \cos 3\Gamma_d + 0,00418 \sin 3\Gamma_d \quad (\text{II.40})$$

$$\Gamma_d = 2\pi \frac{d_n - 1}{365} \quad (\text{II.41})$$

Pour une durée de 14,49 heures, le 21 juin est le jour solaire les plus long avec un lever et coucher de soleil qui se produisent respectivement à 4h45 et 19h10. Cependant, le jour le plus court se produit le 21 Décembre avec une durée de 9,51 heures. L'évolution des heures solaires locales à l'aube et au crépuscule sur le site du barrage de Tichy Haf est représentée à la figure II.15.

Le jour solaire est divisé à un nombre d'intervalles de temps d'une heure, de 05h00 jusqu'à 19h00. La radiation solaire est calculée au moment central de chaque intervalle, exemple : pour une heure solaire entre 10h00 et 11h00, la radiation solaire est estimée à 10h30.

Les intervalles auxquels le lever ou le coucher du soleil se produit ont fait l'objet d'un traitement particulier dans le calcul de la position du soleil. Si le coucher de soleil est à 4h40, nous estimons la radiation solaire donc à 4h50. Même procédure est adoptée au moment du coucher du soleil, il s'agit de calculer l'enseillement au milieu de l'intervalle compris entre 19h00 et le coucher du soleil.

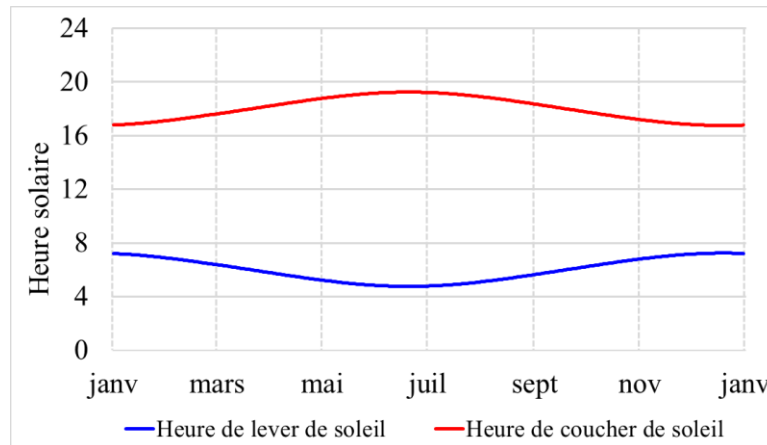


Figure II.15: Heures de lever et coucher de soleil tout au long de l'année au site du barrage

Estimation de la radiation solaire globale horaire

Malgré la disponibilité des données de la radiation solaire pour une fréquence journalière, il est plus commode d'utiliser des données horaires pour avoir des résultats plus précis. Les données horaires de rayonnement global peuvent être estimées à partir de lectures quotidiennes moyennes de modèles mathématiques. Nombreux, sont les modèles de l'estimation de la radiation solaire à partir des données journalières au milieu de chaque heure solaire.

Le rayonnement solaire global horaire agissant sur le barrage de Tichy Haf est estimé par le modèle Gueymard et des mesures du rayonnement solaire global quotidien prises sur le site. C'est un modèle de nature empirique. Il s'agit d'estimer le rapport entre la radiation solaire globale horaire et le rayonnement global journalier r_o . Par la suite, ce rapport est corrigé par des coefficients de correction, a_1 et a_2 , proposées par Gueymard et qui sont estimés par la régression linéaire résolue avec la méthode des moindres carrés en fonction de l'indice de clarté K_t et la durée de la journée solaire en heures N_d .

La relation entre le rayonnement solaire global horaire et quotidien après correction, appelé, r_t , sur le site du barrage de Tichy Haf à midi durant toute l'année est représentée à la figure II.16.

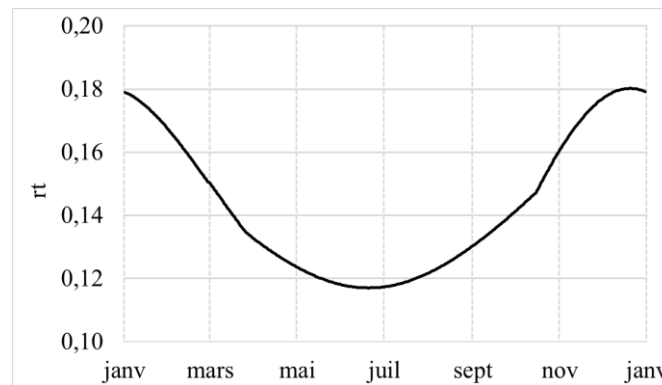


Figure II.16 : Estimation du rapport r_t fournie par le model de Gueymard

Les résultats de l'estimation de la radiation solaire globale horaire pour les jours le plus long et le plus court de l'année, respectivement le 21 juin et le 31 décembre, sont représentés aux figures II.17a et II.17b. Pour les deux journées, la radiation solaire horaire maximale se produise à midi heure solaire, elle atteint une valeur de 14 W/m^2 . En hiver, l'insolation horaire maximale est de 10 W/m^2 .

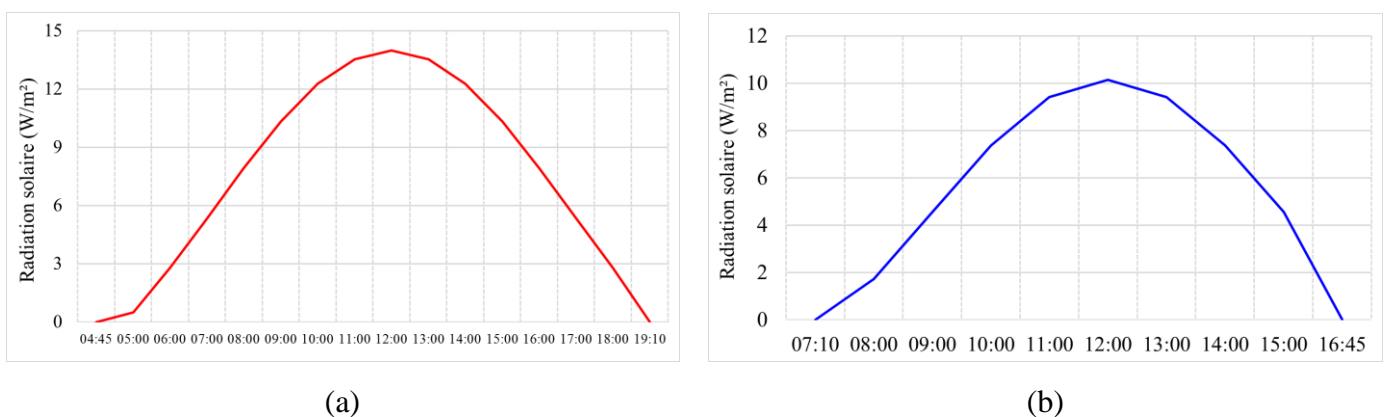


Figure II.17 : Evolution de la radiation solaire globale horaire estimée par le modèle de Gueymard pour les jours de : 21 juin et le 21 décembre

Estimation des composantes de la radiation solaire

Les composantes directe et diffuse de la radiation solaire globale horaire exprimées en heure solaire locale (HSL) de l'emplacement du barrage sont déterminées à l'aide du model

CLIMED 2 proposé par (Miguel et *al.*, 2001) . Le modèle fournit la fraction diffuse horaire k_d en fonction de l'indice horaire global de clarté k_t . Ce dernier, représente le rapport entre le rayonnement global horaire et l'insolation globale horaire extraterrestre. La figure II.18 montre les résultats du calcul de l'indice k_t durant la période d'étude.

L'indice k_d est la fraction du rayonnement solaire diffuse horaire par rapport au rayonnement solaire global horaire I_d/I_G . De cela, le rayonnement diffus peut être déduit directement à partir des résultats de calcul de l'indice k_d . Ensuite, l'estimation du rayonnement solaire horaire direct I_b est estimée au moyen de l'expression (II.17).

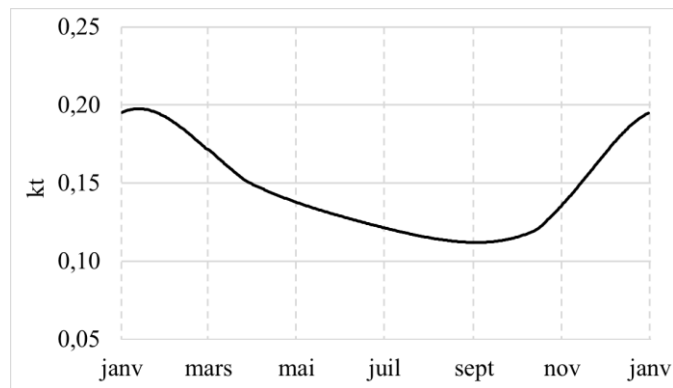


Figure II.18 : Evolution de l'indice horaire de clarté k_t fourni par le model de CLIMED2

$$I_b = I_G - I_d \quad (II.42)$$

L'évolution des composantes de la radiation solaire globale horaire I_b et I_d est décrite par les figures II.19a et II.19b.

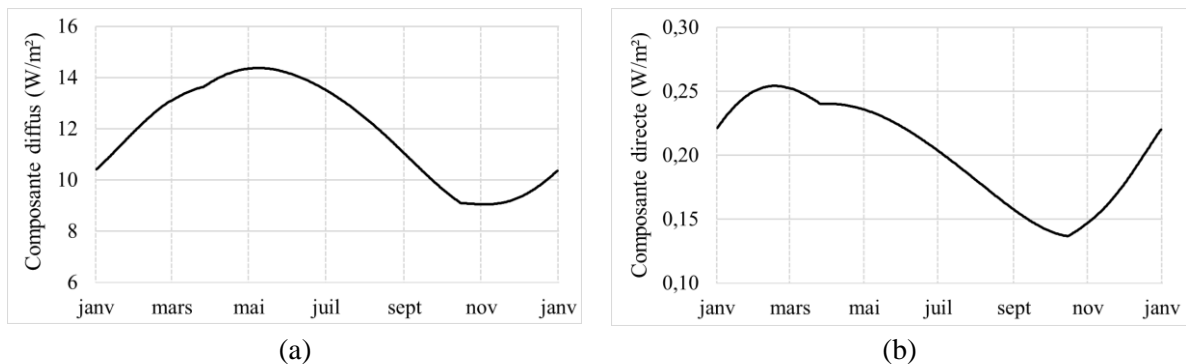


Figure II.19 : Composantes de la radiation solaire globale horaire I_g : (a) Composante diffuse I_d et (b) Composante direct I_b

Estimation des composantes de la radiation solaire sur le parement aval

Comme nous avons expliqué précédemment, une surface inclinée reçoit un rayonnement solaire globale composé de : rayonnement direct, rayonnement circumsolaire diffus, rayonnement isotrope diffus, composante d'horizon diffus et composante réfléchie.

Les composantes directes et circumsolar diffus atteignent la surface en question selon la direction des rayons du soleil de l'instant en question, elles dépendent de l'inclinaison et de l'azimut du parement, ainsi que de la direction des rayons solaires, tandis que le reste des composants provient de toutes les directions de l'espace. Afin de déterminer ces composantes, nous avons opté pour le modèle de Reindel.

Selon les résultats obtenus par (Ihaddadene et *al.*, 2017) pour l'estimation de la radiation solaire sur une surface inclinée, le modèle de Reindel est le plus convenable pour calculer les composantes de la radiation solaire par rapport aux modèles de : (Liu et Jordan, 1963; Hay, 1993) et *Circumsolar model*.

La forme arquée de la surface aval implique une distribution non uniforme de la radiation solaire. En plus de la variation d'ombre, chaque point du barrage a une orientation et un azimut différent. Pour cela, nous avons estimé la radiation solaire journalière dans les extrémités du côté aval des sections du barrage où les thermomètres sont installés.

Identification des régions ombragées du parement aval

Considérons un système de référence cartésien (O, xyz) dont l'origine des coordonnées O coïncide avec la position du point en question, l'axe OZ a la direction du zénith de l'observateur avec une direction positive vers la sphère céleste, l'axe OX a par la direction la ligne contenue dans l'horizon de l'observateur qui relie le nord au sud dans une direction positive vers le sud et l'axe OY coïncide avec la ligne contenue dans l'horizon de l'observateur qui relie l'est à l'ouest avec un sens positif vers l'est.

Les coordonnées du point (x_s, y_s, z_s) où le soleil est situé dans ledit système de référence sont données par :

$$\begin{aligned}x_s^* &= \cos \alpha \cos \psi \\y_s^* &= \cos \alpha \sin \psi \\z_s^* &= \sin \alpha\end{aligned}\tag{II.43}$$

Cependant, la géométrie du barrage a été référencée par rapport à un autre système de coordonnées cartésiennes dont les axes ont, en général, des directions différentes de celles précédentes. Si l'on appelle ψ_p l'angle formé entre les axes OY des deux systèmes de référence X (x_s, y_s, z_s) par rapport aux coordonnées du Soleil dans le système de référence utilisé dans la définition géométrique du barrage, la relation entre les coordonnées du Soleil dans les deux systèmes est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{aligned}x_s^* &= -\cos \alpha \cos \psi \cos \psi_p + \cos \alpha \sin \psi \sin \psi_p \\y_s^* &= \cos \alpha \cos \psi \sin \psi_p + \cos \alpha \sin \psi \sin \psi_p \\z_s^* &= \sin \alpha\end{aligned}\quad (\text{II.44})$$

Nous déterminons la variation de l'ombre sur la surface aval à chaque moment de la journée. Les différents facteurs causant l'ombre considérée dans cette étude sont : les pentes de la vallée où le barrage est construit, la crête et le parement aval du barrage. Les rives et la crête créent une ombre projetée alors que le parement aval crée une ombre propre projetée sur lui-même. Nous supposons une géométrie simplifiée pour les rives de l'oued où le barrage est édifié. La courbe de l'ombre projetée par les pentes de la vallée en aval est déterminée en calculant l'intersection de la surface du parement avec le plan produit par les rives parallèles aux rayons du soleil.



Figure II.20 : Topographie du site du barrage (Google earth, année 2018)

Les équations paramétriques (II.45) et (II.46) définissent la courbe d'intersection entre la face du barrage en aval et le plan précédent Γ_{rive} , où x_r est la distance entre l'axe des Y et la rive du barrage mentionné ci-dessus.

$$\Gamma_{rive,x} = \frac{x_s}{z_s} z + x_r \quad (\text{II.45})$$

$$\Gamma_{rive,y} = \left(\frac{x_s}{z_s} + x_r\right)^2 * 0,0046 + 0,0005 (x_s/z_s) + x_r + 0,1214 + 0,5 * z \quad (\text{II.46})$$

La courbe limite de l'ombre projetée par la crête du barrage sur le parement aval est déterminée par l'intersection de la surface du parement aval et du faisceau de lignes qui reposent sur la crête aval qui ont les coordonnées $(x_c, y_c, 0)$ et qui ont la direction des rayons solaires lorsque le soleil est situé dans la position (x_s, y_s, z_s) . Cette courbe est décrite par l'équation (II.47) :

$$\Gamma_{crête} = \frac{z}{z_s} * y_s + \left(x - \frac{x_s}{z_s} * z + x\right)^2 * 0,0046 + \left(x - \frac{x_s}{z_s} * z + x\right) 0,0005 + 5,1214 \quad (\text{II.46})$$

La courbe limite de l'ombre produite dans la face aval sera déterminée par l'intersection de la surface générée par le faisceau parallèle au parement et de la face en aval du barrage.

La limite de l'ombre propre sur un parement où les points se rencontrent, ces derniers sont tangents aux rayons solaires. Donc, la courbe précédente est déterminée en supposant que le produit scalaire entre la normale à la surface du parement en question et le vecteur parallèle aux rayons solaires est nul. L'équation de cette courbe est donnée par (II.47).

$$\Gamma_{\text{barrage}} = (0,0092 x + 0,5)x_s + y_s + 0,5 * z_s \quad (\text{II.47})$$

Après avoir calculé les courbes définissant les limites des ombres, nous déterminons quelles parties des parements sont dans l'ombre et lesquelles ne le sont pas. Pour cela, chacune des surfaces dans lesquelles les courbes précédentes divisent les parois du barrage doit être analysée. Des lignes parallèles aux rayons du soleil qui passent par ce point sont tracées, si le long du trajet qui suit ces lignes n'intercepte aucun élément, que ce soit les rives de la vallée, les parements du barrage ou la crête, la surface qui contient le point, reçoit les rayons solaires. Sinon, elle est dans l'ombre.

La chaleur générée par la radiation solaire impactant sur le parement aval d'un barrage est le produit entre le coefficient d'absorption du béton et le rayonnement solaire incident mesuré à cette heure. Pour un coefficient d'absorption du béton égal à 0,5, le résultat de calcul de flux de radiation solaire pour quatre points différents sur la surface aval du barrage de Tichy Haf est présenté sur la figure II.22.

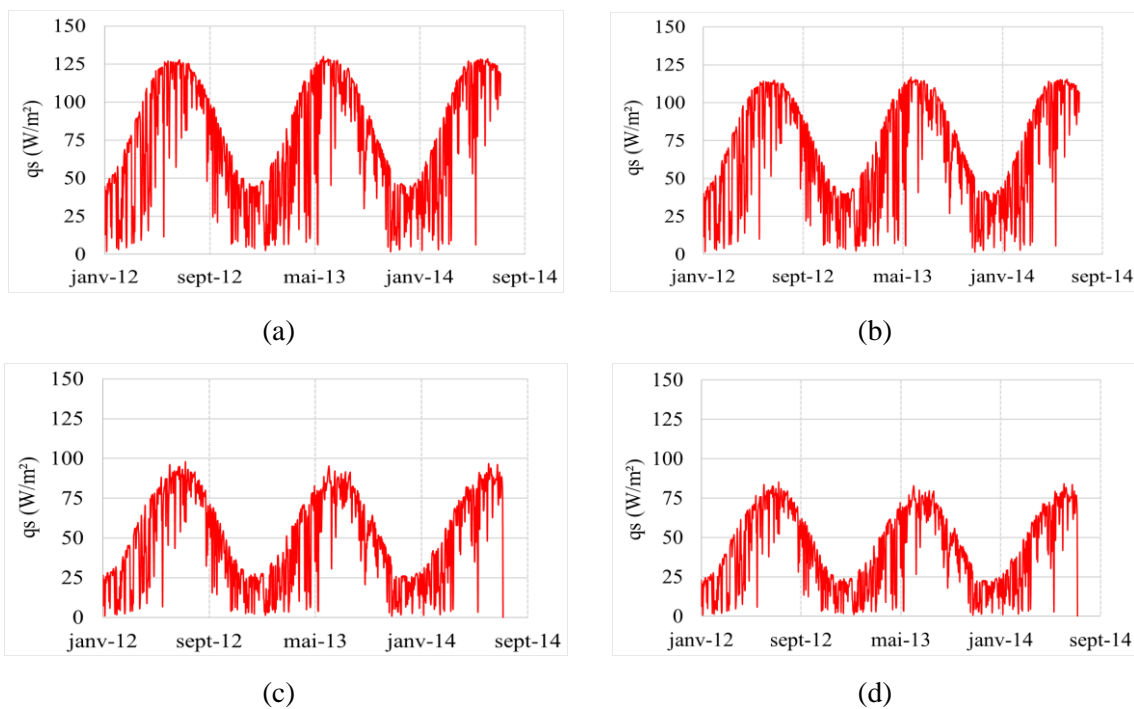


Figure II.21 : Flux de radiation solaire sur différents points du parement aval du barrage de Tichy Haf

Le flux de chaleur journalier sera la somme de tous les flux de chaleur horaire généré au même point. Cette opération est répétée sur tous les points choisis et pour chaque jour de la période étudiée avec les résultats représentés en : figures II.21a, II.21b, II.21c et II.21d.

II.5.2 Température équivalente

Les flux de chaleur agissant sur les parements du barrage en contact avec l'air comme étant des conditions climatiques peuvent être présentés sous forme de température équivalente. Celle-ci représente la somme de la température de l'air et celle due aux flux de chaleur généré par la radiation solaire T_s , la radiation T_{nc} , l'évaporation des eaux de pluie T_{ec} et la convection.

Tout d'abord, nous avons calculé T_s , T_{nc} , et T_{ec} en utilisant l'approche basée sur loi de Newton de refroidissement (voir section II.3.2). Les résultats de calcul sont regroupés dans la figure II.22. Sachant que, la température équivalente est déterminée par l'expression (II.34).

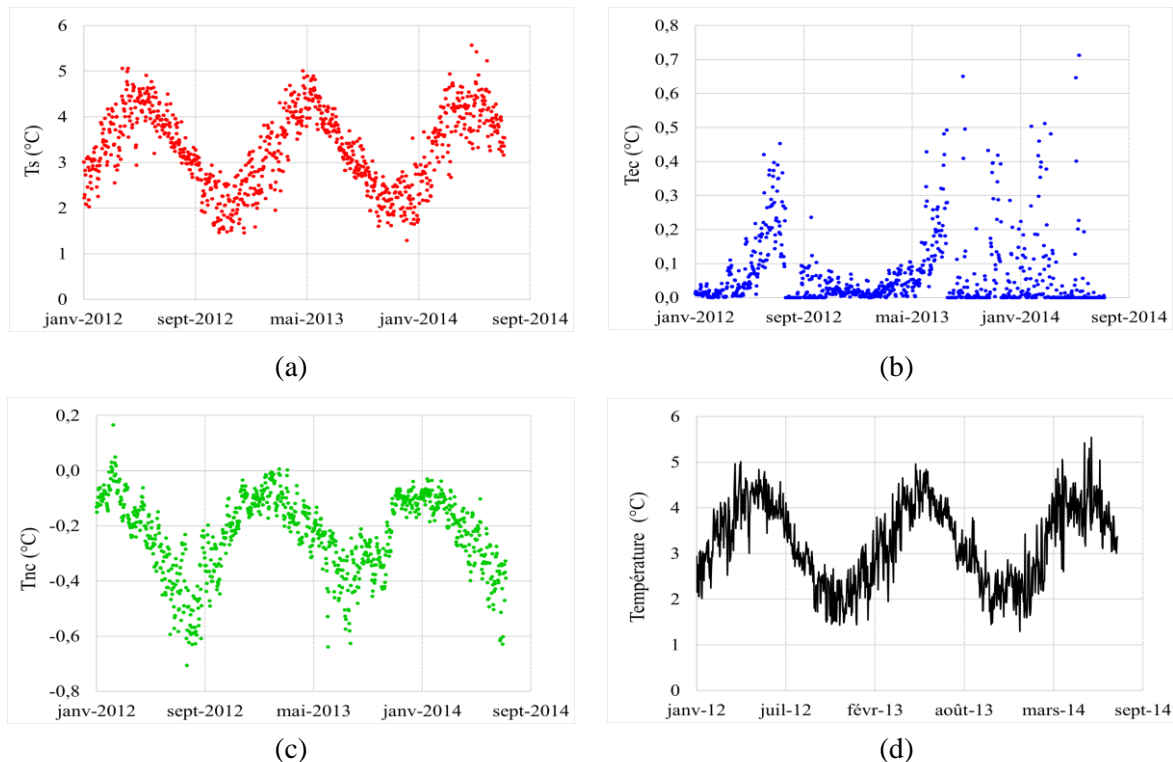


Figure II.22 : Températures générées par les flux de chaleur : (a) La radiation solaire T_s , (b) Evaporation T_{ec} , (c) Radiation T_{nc} , (d) $T_s+T_{nc}+T_{ec}$

Les variations de la température de l'air et de la température équivalente obtenues durant la période d'étude du barrage sont illustrées dans la figure II.23. La différence entre la température de l'air et celle équivalente est liée principalement à la radiation solaire.

La comparaison entre la somme des températures T_s , T_{ec} et T_{ev} , figure II.22d, et la température due à la radiation solaire montre qu'il y a une grande similitude. Dans les jours caractérisés par une faible intensité de la radiation solaire, la température équivalente est presque égale à celle de l'air.

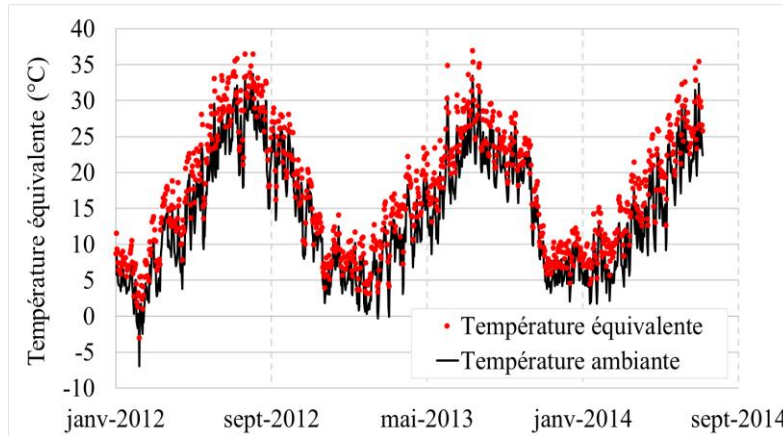


Figure II.23 : Evolution de la température équivalente en face aval pour une section située à une hauteur de 250 m dans la culée gauche

L'effet de la température générée par l'évaporation des précipitations aux surfaces est faible, sa valeur est maximale à $0.7\text{ }^{\circ}\text{C}$. Cela peut être expliqué par les faibles précipitations que connaît la région durant la période étudiée. Les valeurs négatives de la température produite par le phénomène de radiation indiquent que la température du béton diminue légèrement pendant la nuit.

II.5.3 Température de l'eau

La température des zones des parements en contact avec l'eau est supposée égale à celle de l'eau, c'est pour cela il est impératif de connaître la température de l'eau à plusieurs profondeurs durant toute l'année. La variation de la température de la retenue du Tichy Haf est modélisée par le modèle de Bofang.

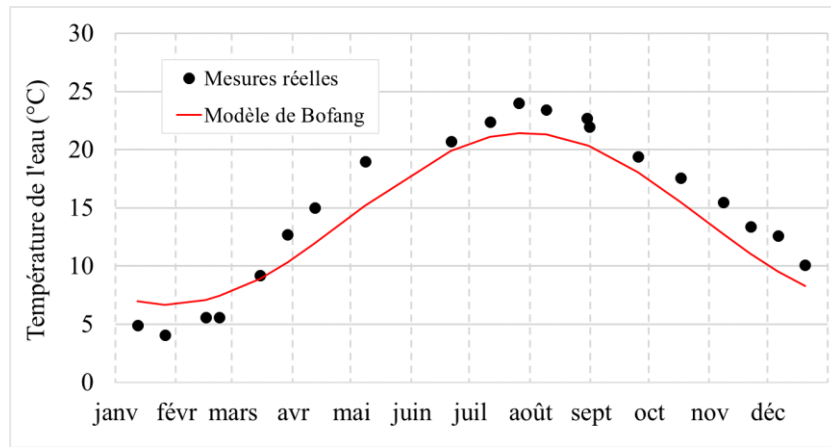
Les paramètres du modèle sont déterminés à partir des mesures réelles de la température de l'eau du réservoir de Tichy Haf et en utilisant la méthode de régression non linéaire, algorithme de Levenberg-Marquardt (Tableau II.7). Une fois le modèle calibré, nous calculons l'évolution de la température de l'eau à plusieurs profondeurs. La performance du modèle est testée en comparant les résultats obtenus aux données réelles par un calcul d'erreur quadratique moyenne (*RMSE*).

Tableau II.7 : Paramètres du modèle de Bofang

Paramètre	Valeur
$A_{w,s}\text{ (}^{\circ}\text{C)}$	8
$T_{w,s}\text{ (}^{\circ}\text{C)}$	14,9
$T_{w,b}\text{ (}^{\circ}\text{C)}$	10,2
$t_0\text{ (jour)}$	209

Les résultats de la régression non linéaire pour déterminer les paramètres du modèle Bofang, ont montré que la température moyenne annuelle à la surface du réservoir est de $14,9\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $10,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ au fond. L'amplitude annuelle de la température de l'eau à la surface est $8\text{ }^{\circ}\text{C}$ alors que la température ambiante est maximale au 209^{ème} jour de l'année. L'erreur quadratique

moyenne (*RMSE*) des prédictions par le modèle de Bofang est de $2,32\text{ }^{\circ}\text{C}$. L'amplitude et la valeur moyenne de la température diminuent avec la profondeur, car les effets atmosphériques s'atténuent avec la profondeur.



II.6 Conclusion

Une méthodologie qui vise à quantifier l'effet des conditions climatiques sur l'état thermique d'un barrage en béton est appliquée pour le barrage de Tichy Haf dans le présent chapitre. En plus de la température du réservoir, la température ambiante, la radiation solaire, les précipitations et la vitesse du vent sont considérées comme des paramètres climatiques influant sous l'aspect d'une température équivalente.

Une fois que la température équivalente et la température de l'eau sont calculées, celle du béton, ainsi que le champ des contraintes et des déformations thermiques peuvent être estimés en utilisant des modèles numériques ou statistiques. Dans le prochain chapitre, nous présentons un modèle numérique basé sur la méthode des éléments finis (MFE) qui nous permet d'étudier la réponse thermomécanique d'un barrage en béton sous l'effet des conditions climatiques durant la phase d'exploitation.

Chapitre III

*Comportement thermique d'un
barrage en béton sous l'effet
des conditions climatiques
sévères*

CHAPITRE III

COMPORTEMENT THERMIQUE D'UN BARRAGE EN BETON SOUS L'EFFET DES CONDITIONS CLIMATIQUES SEVERES

Introduction

La prévision des contraintes thermiques dans les barrages en béton fait désormais partie des tâches essentielles pour l'auscultation. Lors de la période d'exploitation d'un barrage-poids, les contraintes thermiques sont causées uniquement par les fluctuations journalières de la température, de l'air et de l'eau. Ces contraintes peuvent atteindre une valeur maximale à la traction sous des conditions climatiques sévères.

Ce chapitre s'intéresse au comportement thermomécanique sous conditions climatiques d'un barrage poids voûte en exploitation, il s'agit en l'occurrence du barrage de Tichy Haf, ouvrage mis en service depuis une vingtaine d'années. Cette évaluation repose sur les différents paramètres et données météorologiques présentées précédemment (Cf. chapitre II).

III.2 Modélisation thermomécanique du barrage de Tichy Haf

La modélisation thermomécanique consiste à coupler les sollicitations d'origine thermique et mécanique. Le problème thermique est calculé préalablement, dont les résultats obtenus sont utilisés comme données d'entrée à la résolution du problème mécanique. En d'autres termes, le problème mécanique est astreint au problème thermique, mais le problème thermique est totalement indépendant de la partie mécanique. En procédant ainsi, tous les paramètres thermiques sont supposés indépendants des contraintes et des déformations.

Une modélisation bidimensionnelle (2D) est adoptée pour étudier le comportement thermomécanique de l'ouvrage. Dans notre cas, on s'intéresse au comportement du plot central du barrage à partir du choix d'une modélisation thermomécanique linéaire correspondant à une déformation plane, en tenant compte que, les caractéristiques thermiques et mécaniques du béton sont supposées insensibles.

III.2.1 Implémentation du modèle de transfert de chaleur

Pour résoudre le problème thermique dans le corps du barrage, nous l'avons supposé un problème thermique transitoire avec un pas de temps d'un 1 jour ce qui correspond à la résolution de l'équation du transfert de chaleur, équation (I.1) (cf. Chapitre I), par la méthode des éléments finis avec des conditions aux limites qui sont décrites précédemment au chapitre II.

III.2.1.1 Conditions aux limites

Il est nécessaire de déterminer les conditions aux limites qui caractérisent l'interaction d'un modèle d'éléments finis avec le milieu environnant. Dans le chapitre II, nous avons discuté les chargements thermiques qui participent aux déformations et aux contraintes thermiques d'un

barrage en béton pendant son service. À partir des températures de l'air, de l'eau, des radiatifs avec l'environnement et du rayonnement solaire, le champ thermique est calculé.

Dans cette modélisation, les conditions aux limites sont présentées en fonction de l'interface (béton-air, béton-eau). Une condition aux limites de type Dirichlet est imposée au côté amont en contact avec l'eau alors que, dans les parements en contact avec l'air une condition aux limites de type Neumann est attribuée comme le montre les équations. Au niveau de l'interface barrage fondation, nous supposons une condition aux limites adiabatiques, c'est-à-dire les échanges thermiques entre le béton et la roche ne sont pas considérés.

III.2.1.2 Conditions initiales

Pour une analyse thermique fiable, il est nécessaire de connaître la température initiale du corps du barrage. Comme il n'existe aucune information sur la répartition initiale de la température dans le corps du barrage de Tichy Haf, une méthode heuristique est envisagée :

- Dans la première étape, une température constante égale à 15 °C est appliquée à tous les nœuds. Cette valeur représente la température moyenne annuelle de l'air.
- Ensuite, une analyse thermique transitoire est effectuée pendant un an compte tenu des conditions aux limites imposées.
- À la fin de cette étape, les résultats de la température aux nœuds sont à nouveau appliqués au modèle en tant que nouvelles conditions initiales pour l'étape suivante et cette boucle est répétée pendant plusieurs années jusqu'à ce que la température converge vers une valeur constante.
- À la fin de la dernière étape, la distribution thermique peut être interprétée comme température initiale réelle du modèle après plusieurs années.

La calibration du modèle, consiste à analyser sa réponse aux variations des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux constitutifs du barrage, ainsi que les paramètres du modèle. Elle consiste à étudier la sensibilité du modèle à la variation du paramètre ou de la propriété inconnue en maintenant le reste constant. Dans ce contexte, nous retenons les valeurs qui offrent meilleures estimations (Santillán et *al.*, 2013):

- Le coefficient de réflexion des terres peut être estimé à partir de la bibliographie (Chapitre II, équation II.23).
- L'absorption du rayonnement solaire par le béton des parements est un coefficient qui évolue au cours du temps.
- En raison du changement de couleur du béton vers des tons plus clairs, cette valeur diminue. L'absorption du rayonnement solaire par le béton a été estimée à 0,5. Suite à la plage des valeurs de coefficient d'absorption pour le béton mûr en ciment Portland gris comprise entre 0,45 et 0,89 proposé par (Levinson et Akbari, 2002), ce chiffre est raisonnable.

Tableau III.1 : Propriétés thermiques adoptées au barrage de Tichy Haf

Masse volumique du béton (kg/m^3)	2400
Conductivité du béton (W/Km)	2,43
Chaleur spécifique ($J/kg. K$)	928
Coefficient d'absorption du béton	0,5

III.2.1.3 Présentation du Progiciel de simulation ABAQUS

Pour une simulation efficace, nous avons utilisé le logiciel ABAQUS à langage de programmation Python développé par l'éditeur de software Dassault systèmes. Le progiciel se compose de trois codes ABAQUS/Standard, ABAQUS/Explicit et ABAQUS/CAE. Le code standard est un solveur généraliste qui recourt à un schéma traditionnel. Les codes de calculs représentent une suite de programmes de simulation d'ingénierie puissants, basés sur la méthode des éléments finis, capables de résoudre des problèmes allant des analyses linéaires relativement simples aux simulations non linéaires les plus difficiles.

Le progiciel ABAQUS renferme une vaste bibliothèque d'éléments pouvant modéliser pratiquement toutes les géométries. Il propose également une liste étendue de modèles de matériaux capables de simuler le comportement de matériaux d'ingénierie typiques.

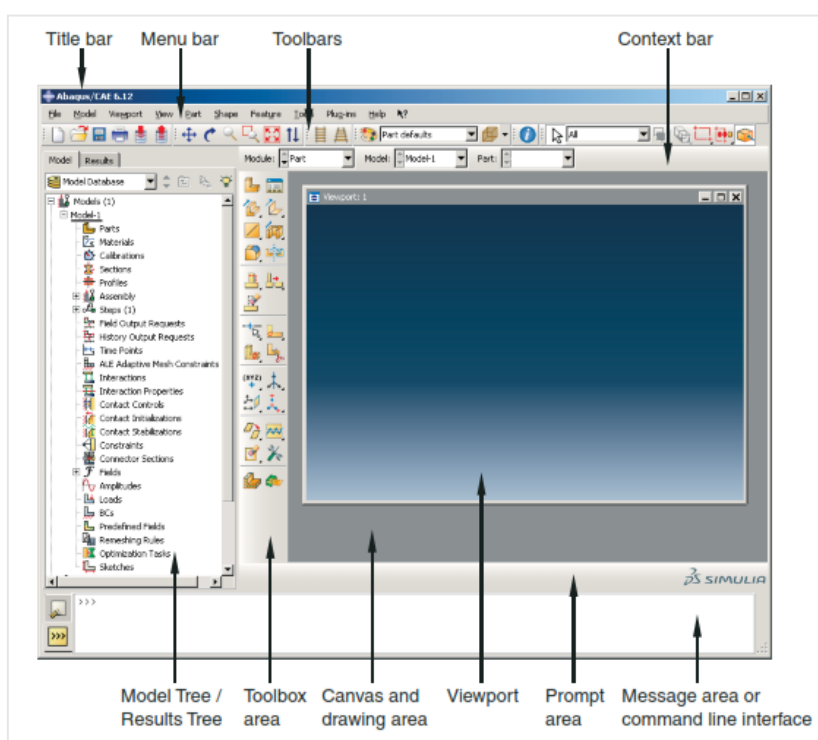


Figure III.1 : Interface du code de calcul ABAQUS/ CAE

Au minimum, le modèle d'analyse comprend les informations suivantes : la géométrie discrétisée, propriétés de la section d'élément, données de matériau, charges sollicitées et conditions aux limites, type d'analyse et le résultat voulu.

Les codes de calculs du progiciel comprennent généralement trois étapes distinctes :

- *Le prétraitement* : à ce stade, un fichier d'entrée Abaqus est créé. Le problème physique est modélisé graphiquement en définissant la géométrie à l'aide d'ABAQUS / CAE. Les propriétés mécaniques du matériau et le problème à résoudre sont aussi définis.
- *Le traitement* : La simulation, qui est normalement exécutée en tâche de fond, constitue l'étape au cours de laquelle, le code de calculs résout le problème numérique défini auparavant. Selon la complexité du problème analysé et la puissance de l'ordinateur utilisé, le temps nécessaire à l'exécution d'une analyse peut prendre de quelques secondes à quelques jours.
- *Le post-traitement* : Une fois la simulation terminée, les résultats sont évalués à l'aide du module de visualisation d'ABAQUS/CAE. Ce module propose plusieurs options pour afficher les résultats, particulièrement tracés de contour de couleur, résultats animés, ou sous forme de tracés, ce qui permet une meilleure compréhension des résultats.

Les concepts familiers du progiciel, tels que les étapes, les interactions, les sections et les matériaux, rendent l'interface utilisateur extrêmement intuitive.

III.3 Simulation du champ thermique

III.3.1 Description de la structure

La géométrie du barrage de Tichy Haf est déterminée suivant une spirale logarithmique, l'équation qui décrit la surface du parement aval est discutée en détail dans le deuxième chapitre de la présente thèse.

La section transversale du barrage de Tichy Haf est composée d'un parement amont vertical et un parement aval incliné. L'inclinaison de la face aval varie avec la hauteur, elle est de 0,1 entre la crête et $z = 10,5 \text{ m}$, de 0,5 entre $z = 10,5 \text{ m}$ et $z = 55,5 \text{ m}$ et verticale de $z = 55,5 \text{ m}$ jusqu'à la fondation. La face amont est verticale (Fig. 2a). L'épaisseur du barrage varie linéairement de 5 m dans la crête à 6 m à $z = 10,5 \text{ m}$ et à 27,75 m à $z = 55,5 \text{ m}$. Pour z supérieur à 55,5 m, l'épaisseur est de 27,75 m.

Le barrage de Tichy Haf est surveillé depuis sa mise en service en 2008 avec un dispositif d'auscultation. Il est équipé de douze thermomètres et de neuf pendules, dont sept directs et deux inverses. De plus, la température de l'eau est également mesurée chaque semaine. Les positions des thermomètres sont illustrées sur la figure III.3. Dans le tableau III.2, nous listons les différents thermomètres installés dans le plot centrale du barrage de Tichy Haf et leurs positions selon le numéro du plot, la hauteur et la distance par rapport à l'amont.

Dans notre travail, nous avons considéré le plot central, plot numéro 1, pour effectuer l'analyse thermomécanique.

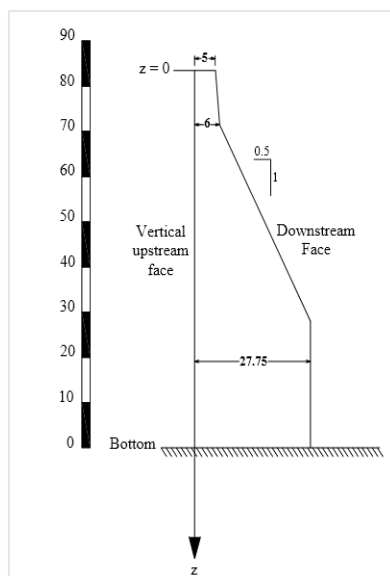


Figure III.2 : Coupe transversale du barrage de Tichy Haf

Tableau III.2 : Position des thermocouples et des pendules dans la digue de Tichy Haf

Thermomètres	Plot	Hauteur (mNGA)	Épaisseur (m)	Distance du parement amont (m)
270-03-UP	3	270	17.5	5.0
270-03-DW	3	270	17.5	13.0
250-01-UP	1	250	27	5.5
250-01-DW	1	250	27	10.5

Les thermomètres ont pour mission de mesurer la température du béton. Ils sont installés durant la phase de bétonnage pour vérifier l'évolution thermique durant le durcissement. Le contrôle thermique du barrage pendant les heures qui suivent la mise en eau de la retenue est essentiel. Pendant la phase d'exploitation, la température du béton sert comme une donnée pour évaluer la sécurité de l'ouvrage.

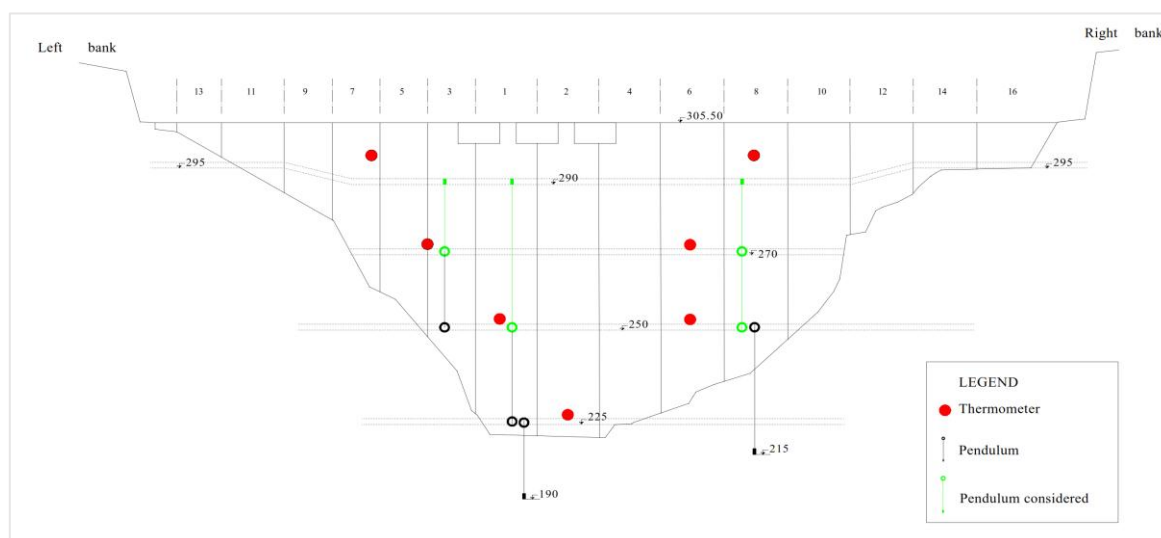


Figure III.3 : Emplacements des pendules et des thermomètres dans le barrage de Tichy Haf (ANBT, 2018 ; modifiée)

III.3.2 Modélisation thermique d'un barrage en béton par MEF

En effet, le transfert de chaleur dans un barrage en béton est régi par l'équation (I.1). La résolution de cette équation dépend d'abord de l'identification des conditions aux limites et la température initiale. Pour un barrage en exploitation, deux types de conditions aux limites s'appliquent à ses parois. La température des parements en contact avec l'eau est supposée égale à la température de l'eau.

$$T(x, t) = T_w \quad (\text{III.1})$$

D'autre part, un flux de chaleur q qui représente la somme des chaleurs générées par les mécanismes de convection q_c et la radiation q_r , la variation de la radiation solaire q_s et l'évaporation q_{ev} agit sur les surfaces en contact avec l'air comme le décrit l'équation (III.X).

$$q = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y \right) = q_c + q_r + q_{ec} + q_s \quad (\text{III.2})$$

Le calcul de q_c , q_r , q_s et q_{ev} est développé en détail dans le chapitre II. En plus de l'évaluation rigoureuse du flux de radiation solaire agissant sur le parement aval, la considération des flux de chaleur générés par l'évaporation des eaux de pluies et le refroidissement nocturne représentent une contribution majeure dans les études thermomécaniques des barrages en béton par rapport aux travaux antérieurs, qui les négligent et considèrent la radiation solaire en majorant la température de l'aire par 3 à 5 °C selon la saison.

Le barrage est supposé avoir fonctionné depuis plusieurs années, donc la chaleur produite par l'hydratation du béton lors de sa mise en place est complètement dissipée. Aussi, on suppose que les propriétés du béton sont invariantes par rapport aux fluctuations de la température et que la conductivité thermique est isotrope.

Dans un problème thermique, le barrage est considéré comme un domaine continu. Donc, on aura un nombre innumérable de variables inconnues, qui est dans ce cas la température du béton, difficile à résoudre numériquement. La résolution du problème par la méthode des éléments finis, consiste à remplacer la géométrie continue de la digue par un maillage constitué d'un groupe d'éléments connectés par un nombre déterminé de nœuds. La température est calculée seulement au niveau de nœuds. Par conséquent, nous obtenons un nombre fini de variables inconnues plus facile à estimer numériquement. Le champ thermique dans un élément est déterminé par la suite à partir de la température aux nœuds.

La solution approchée fournie par la méthode des éléments finis à un nœud précis doit, satisfaire à la fois l'équation de conduction thermique dans le corps du barrage et les conditions aux limites imposées aux parements. Supposant que la coupe transversale du plot central du barrage soit discrétisée en un nombre approprié d'éléments (Figure III.5). Pour un élément typique Ω^e du maillage de barrage de Tichy Haf, nous cherchons à satisfaire les conditions aux limites par le choix des fonctions d'approximation, puis nous déterminons les températures approchées, en résolvant l'équation différentielle dominante sous forme d'une intégrale des résidus pondérés, équivalente à l'équation thermique dominante et à certains types de conditions aux limites. Ce processus conduit à un nombre des équations algébriques égale au nombre de nœuds. L'ensemble des équations algébriques est appelé un modèle d'éléments finis de l'équation différentielle thermique dans l'élément.

Le type de modèle d'éléments finis dépend de la formulation utilisée pour discrétiser l'intégrale des résidus pondérés en équations algébriques. La formulation faible d'une équation différentielle est une expression de l'intégrale des résidus pondérée dans laquelle les fonctions de pondération sont choisies pour être les mêmes que les fonctions d'approximation, appelées méthode de Galerkin. Nous pouvons obtenir la formulation faible du problème de transfert de chaleur transitoire sur tout l'élément par les étapes suivantes :

- Multiplication de l'équation de chaleur par la fonction de pondération $w(x,y)$.
- Intégration partielle des variables primaires et secondaires, T et ω , par utilisation du théorème du gradient ou de la divergence.
- Remplacement du coefficient de la fonction de pondération dans l'intégrale limite par la variable secondaire, on aura :

$$\int_{\Omega^e} \left[\omega \left(\rho C \frac{\partial T}{\partial t} \right) + k \left(\frac{\partial \omega}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial \omega}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] dx dy + \oint_{\Gamma^e} q \omega ds = 0 \quad (\text{III.3})$$

Le modèle d'éléments finis discret est obtenu en substituant la température du béton T par une approximation par éléments finis en supposant que la dépendance du temps peut être séparée de la variation spatiale :

$$T(x, t) \simeq \sum_{i=1}^{n_e} T_i^e(t) \psi_i^e(x) \quad (\text{III.4})$$

L'équation différentielle du modèle des éléments finis est obtenue en substituant le coefficient de la fonction de pondération ω par la fonction d'approximation $\psi_i^e(x)$ et introduction de l'expression (III.4) dans l'équation (III.3) :

$$0 = \sum_{j=1}^{n_e} (M_{ij}^e \frac{dT_j^e}{dt} + kT_j^e) + q_i^e \quad (\text{III.5})$$

L'équation différentielle ordinaire dans le temps peut être exprimée par l'équation matricielle suivante :

$$M^e \dot{T}^e + K T^e = -q^e \quad (\text{III.6})$$

Où \dot{T} est la dérivée de la température par rapport au temps $\frac{\partial T}{\partial t}$

$$\begin{aligned} M_{ij}^e &= \int_{\Omega^e} \rho C \psi_i \psi_j dx dy \\ K_{ij}^e &= \int_{\Omega^e} k \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x} \frac{\partial \psi_j}{\partial x} + \frac{\partial \psi_i}{\partial y} \frac{\partial \psi_j}{\partial y} \right) dx dy \\ q_i^e &= \oint_{\Omega^e} \psi_i q ds \end{aligned} \quad (\text{III.7})$$

Nous avons étudié le problème thermomécanique par Abaqus suivant une analyse de contraintes thermiques totalement couplées, en anglais « *Fully coupled thermal-stress analysis* », c'est une procédure couplée de déformation et de température pour résoudre simultanément les champs de contrainte et de température. Une analyse couplée est généralement utilisée lorsque les solutions thermiques et mécaniques s'affectent fortement. Dans Abaqus, les équations de transfert de chaleur sont intégrées à l'aide d'un schéma de

différence en arrière et le système couplé est résolu à l'aide de la méthode de Newton. Abaqus offre une implémentation exacte de la méthode de Newton qu'implique une matrice jacobienne non symétrique, comme l'illustre la représentation matricielle suivante des équations couplées :

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & K_{uT} \\ K_{Tu} & K_{TT} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta_u \\ \Delta_T \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} R_u \\ R_T \end{Bmatrix} \quad (III.8)$$

Où Δ_u et Δ_T sont respectivement les déformations et les températures incrémentales, $K_{i,j}$ sont des sous-matrices de la matrice jacobienne complètement couplée. R_u et R_T sont respectivement les vecteurs résiduels mécaniques et thermiques. La résolution de ce système d'équations, nécessite l'utilisation du schéma de solution et de stockage matriciel asymétrique. De plus, les équations mécaniques et thermiques doivent être résolues simultanément. Un organigramme qui regroupe les différentes étapes à suivre pour effectuer l'analyse thermomécanique du plot central est représenté dans la figure III.4 ci-dessous.

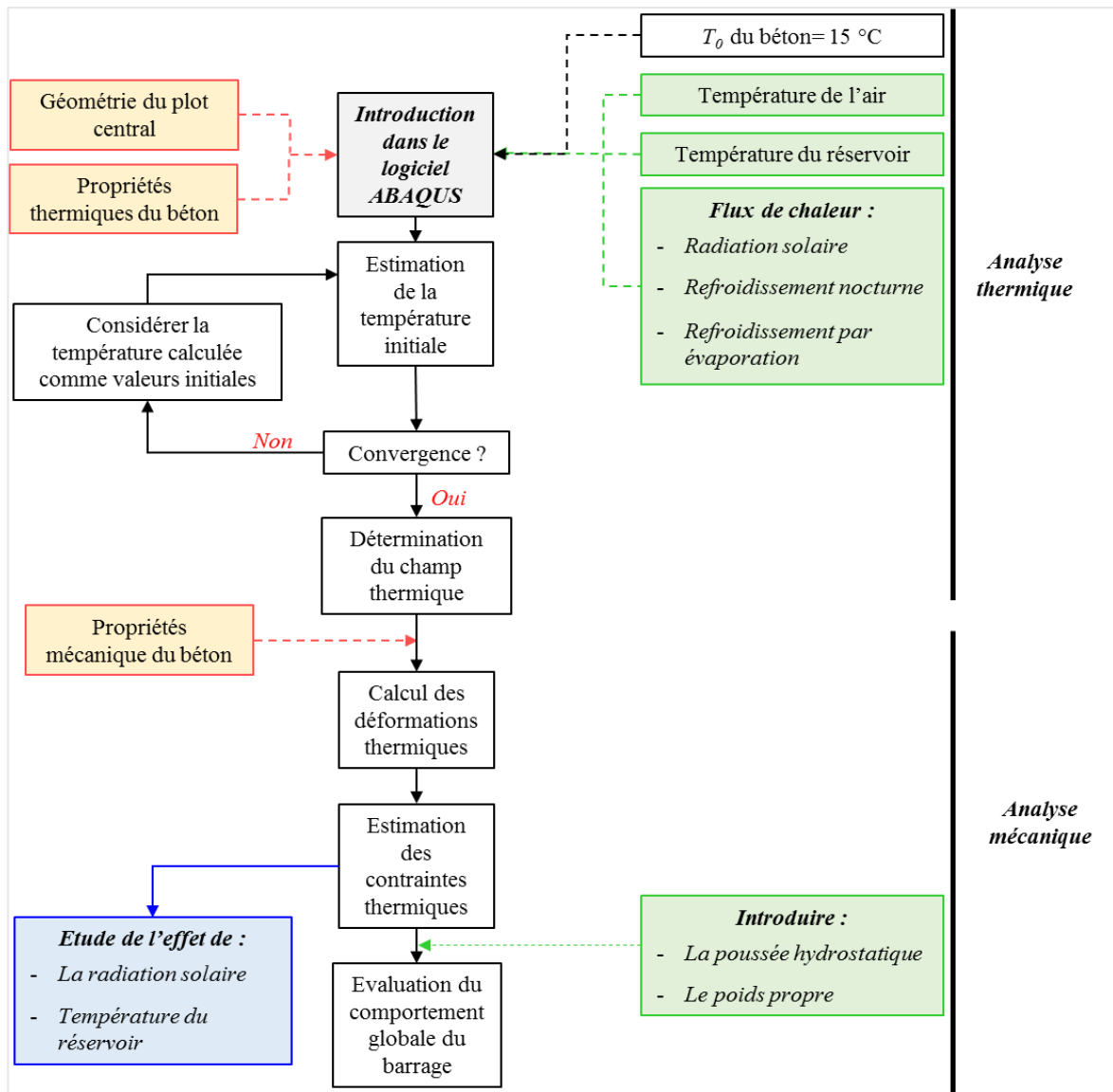


Figure III.4 : Organigramme des étapes d'analyse par simulation ABAQUS/CAE

III.3.3 Discrétisation du domaine d'étude

Pour l'étude du comportement thermomécanique du plot central du barrage par une simulation numérique via un modèle en mode 2D. Le domaine d'étude a été discrétisé en un maillage en éléments finis structurés. Le maillage est composé 1275 éléments quadrilatéraux de déformation en plan de huit nœuds (CPE8RT) correspondant à 4026 nœuds. La taille moyenne des mailles est de 1 m (figure III.5).

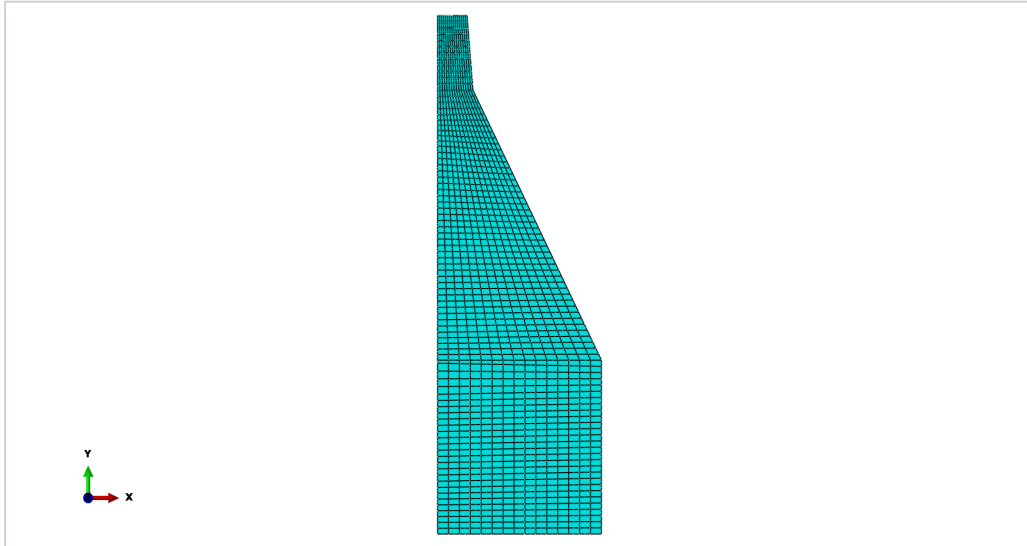


Figure III.5 : Maillage du plot central du barrage de Tichy Haf

III.3.4 Analyse du champ thermique

La température initiale est estimée en utilisant les températures du béton enregistrées par les thermocouples entre le 1er janvier 2012 et le 31 décembre 2012. La chaleur générée par hydratation du béton n'est pas considérée, il est supposé qu'elle soit complètement dissipée et le processus de durcissement du béton est terminé depuis des années. Les données allant de 01 janvier au 31 décembre 2013 sont exploitées pour valider le calcul thermique.

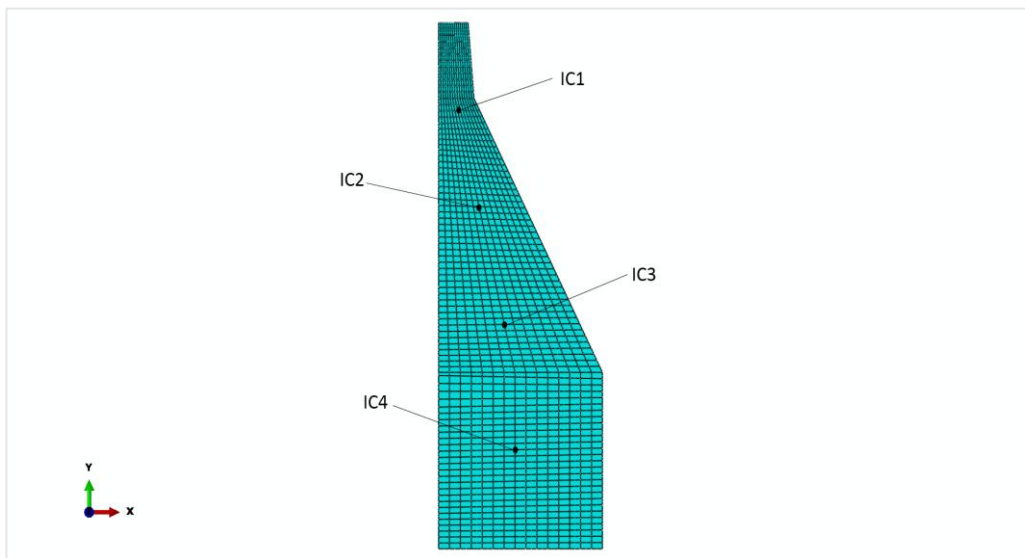


Figure III.6 : Nœuds sélectionnés pour vérifier la température initiale

Pour présenter l'évolution de la température initiale vers un état thermique stable, nous avons sélectionné 4 nœuds du maillage dont leurs coordonnées sont regroupées dans le tableau III.3. Les nœuds sélectionnés sont situés au milieu des sections transversales du barrage à égale distance des parements. Ce choix est expliqué par la réponse obsolète à charges thermiques externes à ces endroits. La figure III.6 présente la position des nœuds par rapport à la géométrie du plot central.

En utilisant la méthode essai-erreur, le coefficient d'absorption du béton est pris égal à 0,5. Il s'agit d'essayer plusieurs valeurs, entre 0.1 et 0.9, et celle qui fournit la plus faible erreur sera sélectionnée.

Tableau III.3 : Coordonnées des nœuds du modèle thermique d'éléments finis sélectionnés pour vérifier la température initiale

Nœuds	Epaisseur par rapport à l'amont (m)	Y (mNGA)
IC1	3	288
IC2	7.5	275
IC3	10	260
IC4	13,5	238

Les résultats de la simulation aux nœuds choisis, montre que la température initiale converge à partir de la troisième année. L'état thermique du barrage au 31 décembre 2012 est considéré comme conditions initiales du problème traité.

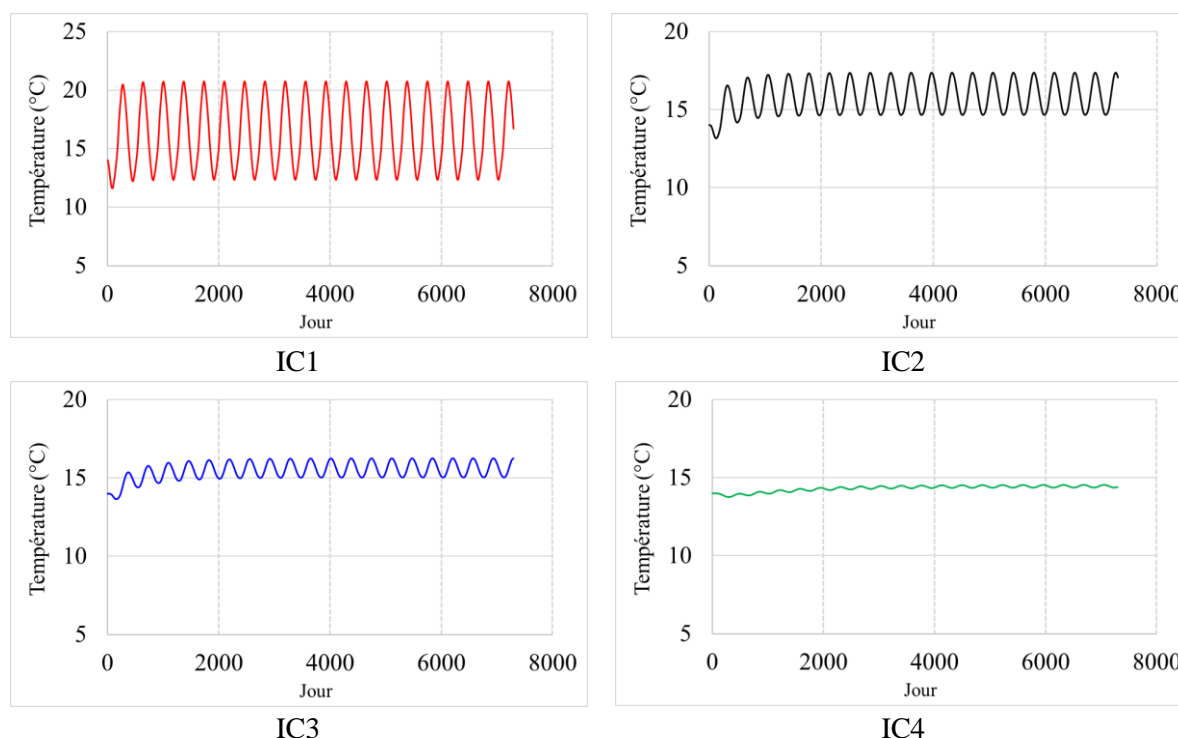


Figure III.7 : Convergence de la température initiale

III.3.5 Validation des résultats

Les valeurs des indices de performance statistiques utilisées pour évaluer la fiabilité du champ thermique obtenu sont détaillées dans le tableau III.4. Les températures calculées au

niveau des thermocouples sont en bon accord avec les mesures, donc on peut adopter le champ thermique simulé pour effectuer l'analyse mécanique. La bonne performance du modèle thermique est due principalement à la bonne évaluation des conditions aux limites d'une part, et l'adoption d'un maillage dense capable de simuler avec précision la géométrie du barrage d'autre part.

Les figures III.8 représentent un état comparatif entre les températures du béton simulées et les mesures obtenues au niveau des thermocouples du plot central du barrage de Tchy-Haf. La température du béton est simulée pour deux cas. Dans le premier cas, la méthodologie présentée dans le deuxième chapitre est employée pour déterminer les conditions aux limites, tandis que seule la température de l'air est considérée dans le deuxième cas.

Tableau III.4 : Performance du modèle thermique

Thermomètre	MSE ¹ (°C)	RMSE ² (°C)	MAE ³ (°C)
250-01-UP	0,88	0,94	0,78
250-01-DW	0,96	0,98	0,97
Seulement la température de l'air			
250-01-UP	6,25	2,50	2,37
250-01-DW	1,39	1,18	1,26

Avec des indices de performances bien meilleur pour le premier cas (Tableau III.4), le calcul rigoureux des conditions aux limites améliore nettement les modèles en éléments finis. Donc, les flux de chaleur induits par la radiation solaire, le refroidissement nocturne et le refroidissement par évaporation ont un effet non négligeable sur le comportement thermique des barrages qui sera traité par la suite.

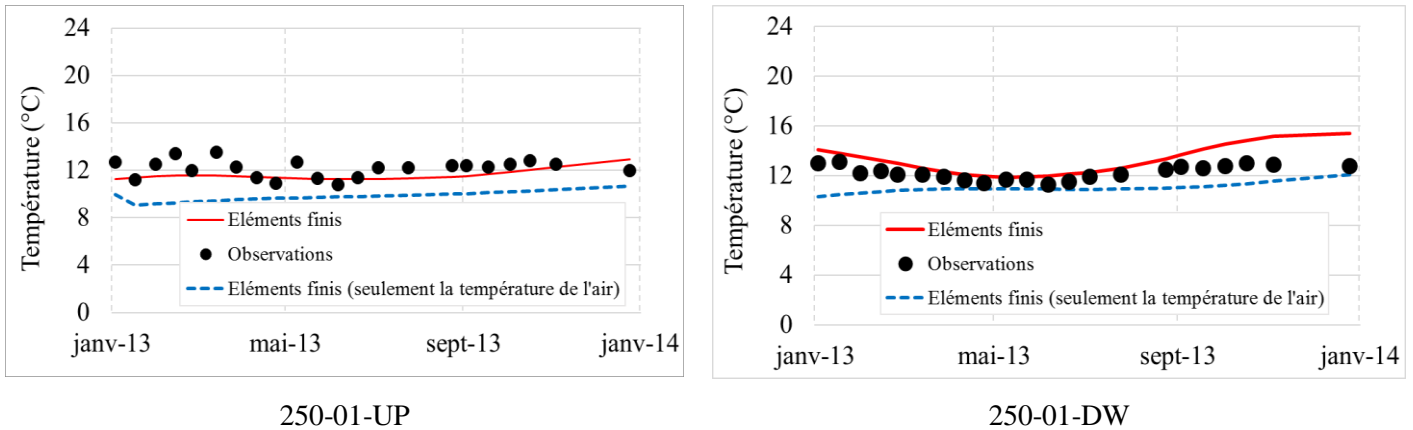


Figure III.8 : Comparatif des températures prédites et observées par les thermomètres du plot central

La distribution du champ thermique dans le plot central du barrage pour différents jours de l'année 2013 est présentée dans la figure III.9. En été, la température du béton peut atteindre des valeurs supérieures à 30 °C. De plus, les températures maximales se produisent près des surfaces en contact avec l'air où la température équivalente moyenne est élevée dans cette

¹ MSE : Erreur quadratique moyenne (*mean square error*)

² RMSE : Écart quadratique moyen (*root mean square error*)

³ MAE : Erreur absolue moyenne (*mean absolute error*)

période. En hiver, le béton exposé à l'air ambiant se refroidit jusqu'à une température de 3 °C, alors que le centre du barrage est plus ou moins chaud en raison de la lente dissipation de chaleur.

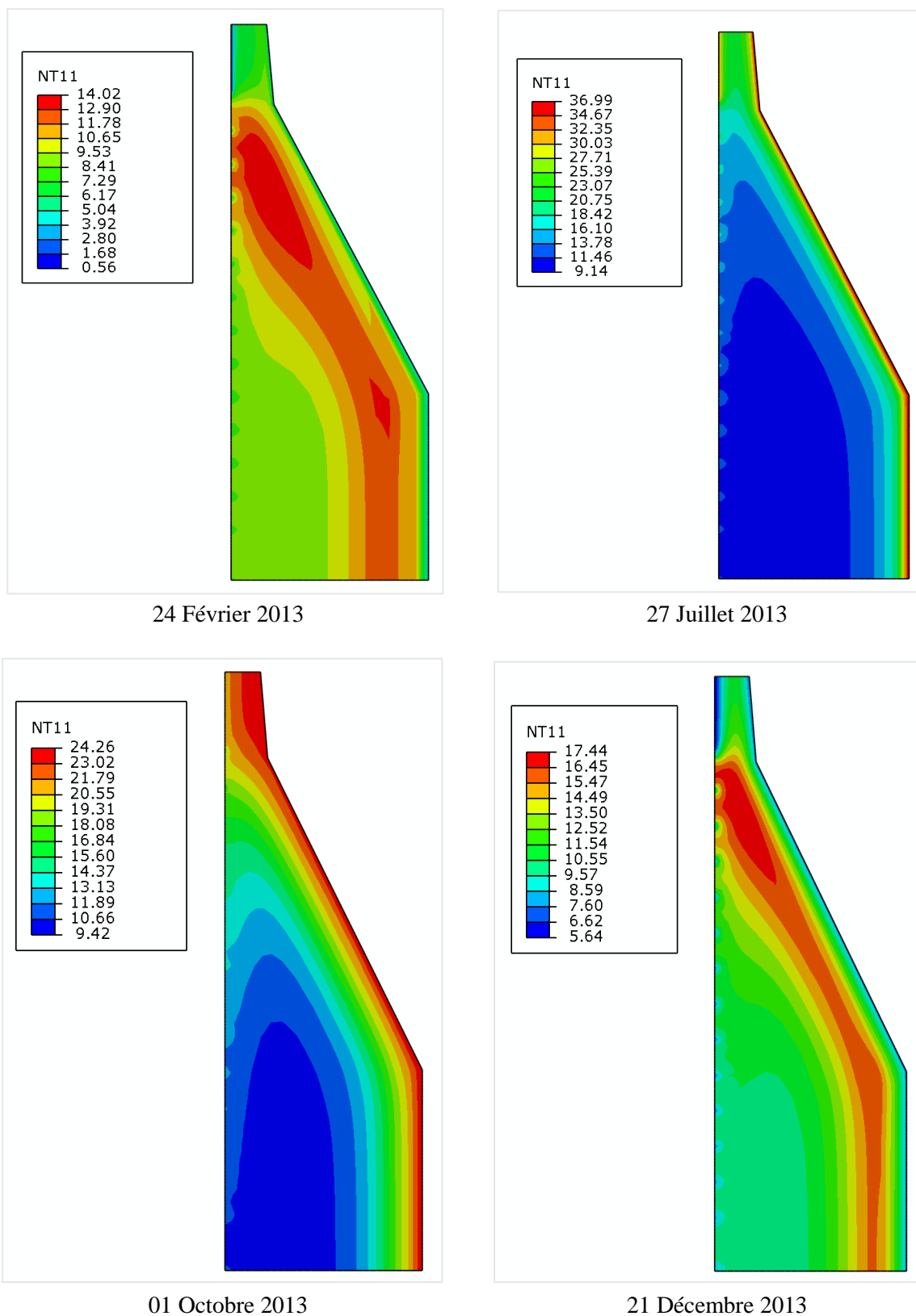


Figure III.9 : Evolution du champ thermique dans le barrage de Tichy Haf pour différents jours de l'année 2013 (en °C)

La variation journalière de la température ambiante n'influe que sur une épaisseur de 5 m autour des parements à l'air libre. À partir de la côte 290 mNGA et en allant vers la base de la digue, la température au noyau devient insensible aux variations de la température ambiante en raison de la grande épaisseur du barrage. La fluctuation annuelle de la température du béton à l'intérieur du barrage est faible, elle varie dans un intervalle étroit de 1 à 4 °C.

Cependant, les sections proches du parement aval, situées à une distance inférieure ou égale à 5 mètres, représentent des variations thermiques annuelles pouvant atteindre 15 °C. Cet écart entre les températures des faces extérieures et l'intérieur du barrage indique la présence substantielle de gradients thermiques dans le corps du barrage.

Pour bien comprendre l'évolution du champ thermique dans le corps du barrage sous l'effet des différents facteurs climatiques, nous avons choisi 3 sections transversales réparties à différentes hauteurs du barrage, 290, 270 et 250 mNGA comme présenté sur la Figure III.10.

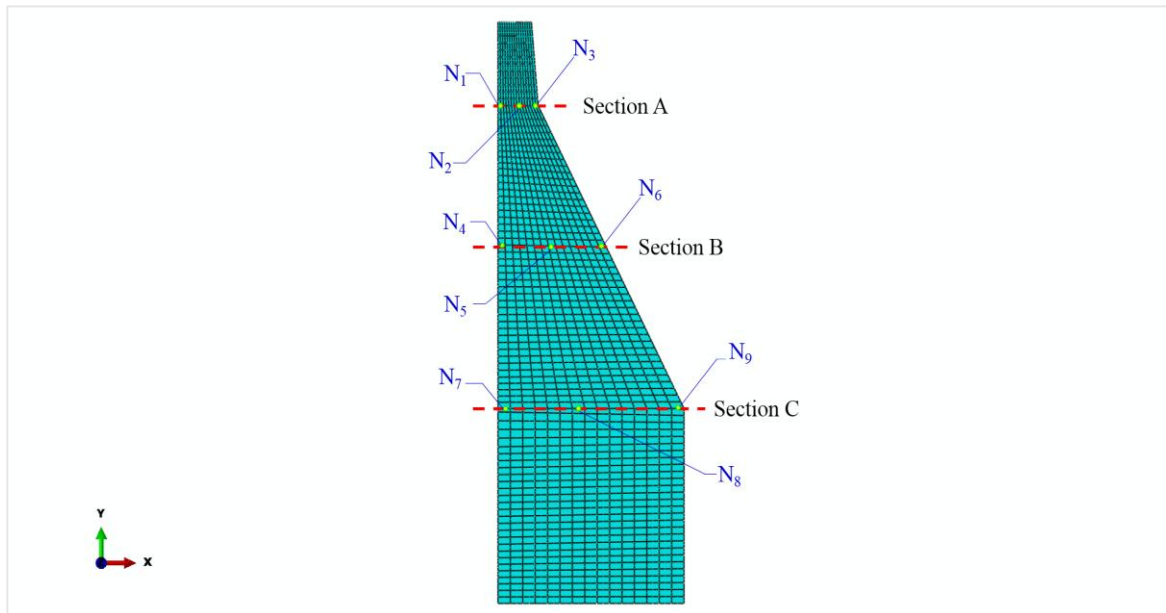


Figure III.10 : Différents sections et nœuds choisis pour l'analyse thermomécanique

La représentation graphique des températures minimales et maximales par rapport à la position dans les sections transversales choisies, montre des écarts annuels remarquables de la température du béton qui sont enregistrés dans les nœuds près du parement aval, cet écart tend à diminuer en allant vers le centre des sections. La Figure III.11 indique aussi l'existence d'un gradient thermique près du parement amont. Ces gradients sont importants au niveau des cinq premiers mètres dans les sections B et C, ensuite ils sont amortis et tendent vers une asymptote. À partir d'une profondeur supérieure de 5 m des parements, le gradient thermique est très faible.

Un gradient thermique de 15 °C est distingué le long de la section A. D'après (Bourgin, 1955), l'onde thermique a une profondeur de pénétration proportionnelle à la racine carrée de la diffusivité thermique du béton et à la période du signal thermique sollicité. Par conséquent, plus les charges thermiques varient lentement plus elles acquièrent une profondeur de pénétration plus importante. Autrement dit, pour des épaisseurs supérieures à la longueur de pénétration, la variation de la température de l'air a un effet négligeable sur le reste du champ

thermique, ce qui explique la présence des gradients thermiques importants sur toute la section A comparativement à sa faible épaisseur par rapport aux autres sections.

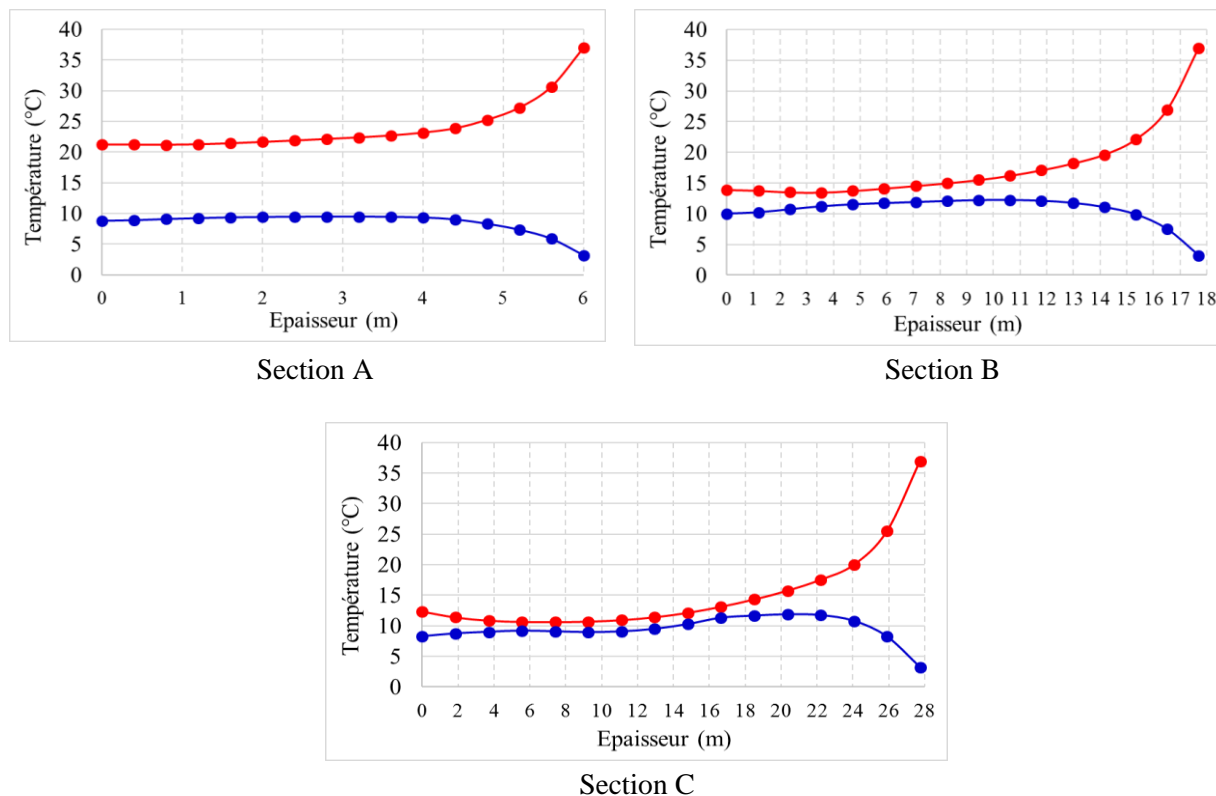


Figure III.11 : Distribution des températures maximales et minimales dans les sections A, B et C

La figure III.12 montre la variation de la température en fonction du temps pour trois nœuds dans chacune des sections précédentes. Ces nœuds sont situés à des profondeurs différentes par rapport au parement aval. Le numéro de chaque nœud et son emplacement sont identifiés sur la figure III.10. Les courbes de variation de la température en fonction du temps à chaque nœud ont permis d'éclaircir l'amplitude et le déphasage à différentes zones de la digue.

À la surface aval du barrage, la variation de la température du béton est similaire à celle de la température de l'air. Plus on se situe proche de la surface exposée, plus l'effet de la température ambiante est présent plus le déphasage entre la température du nœud et celle de l'air ambiant est réduit.

Par contre, le centre des sections présentera encore moins de variation de température par rapport aux variations de la température de l'air qui, se produisent sur une période plus longue. Pour les nœuds situés en profondeur, la variation saisonnière de la température est insignifiante. Toutefois, une amplitude de 10 °C dans le centre de la section supérieure située près de la crête, cela est dû à la faible épaisseur, par conséquent ; elle est sensible aux variations des conditions climatiques.

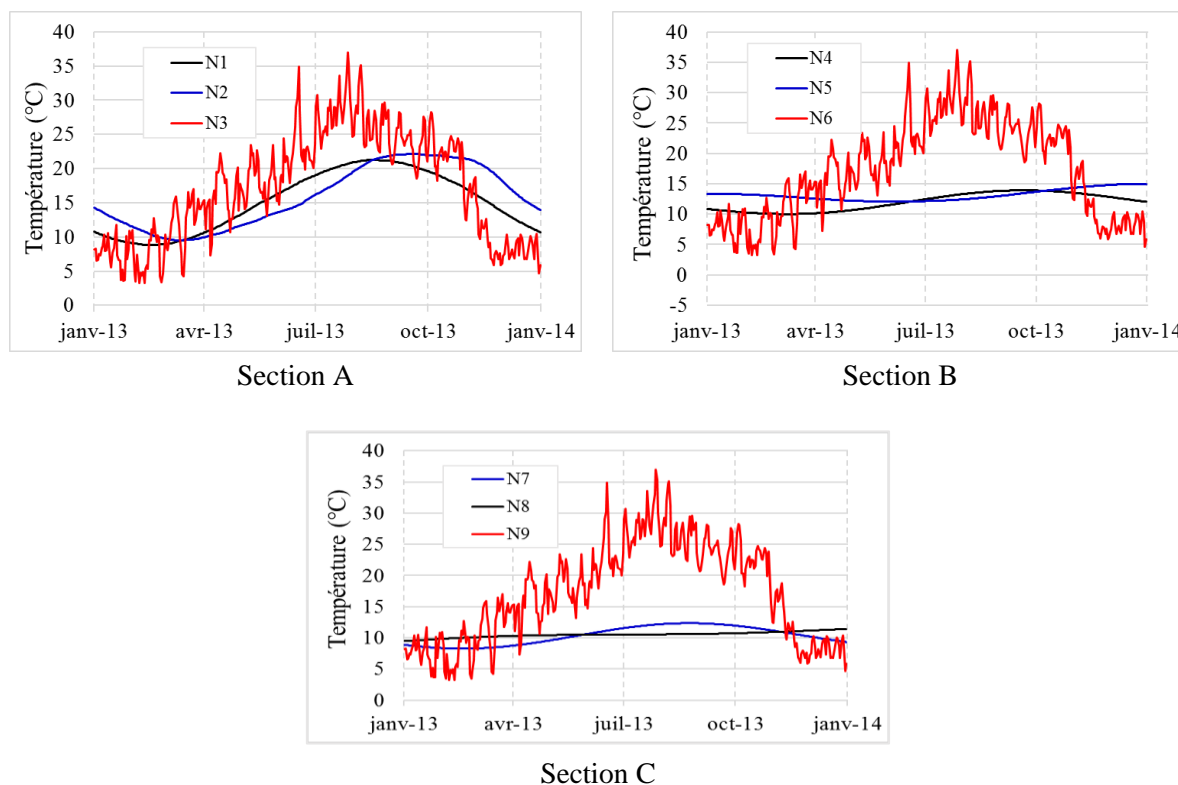


Figure III.12 : Variation de la température du béton aux nœuds sélectionnés suivant leurs position par rapport aux parements

La température ambiante influe fortement les nœuds situés auprès de l'aval, ils présentent des écarts de température annuelle de la même grandeur que ceux de la température équivalente qui est de 25 °C.

Comparant le profil de température au milieu de la section A, le nœud N_2 , avec celui du nœud N_3 , on remarque qu'il y a une très grande similarité avec une amplitude plus ou moins faible et un certain déphasage. Par contre, une faible fluctuation de la température est signalée aux nœuds situés au milieu des sections B et C. Une variation annuelle de seulement 3 à 4 °C est remarquée aux nœuds N_5 alors que le nœud N_8 affiche une faible amplitude annuelle, d'environ 1 °C. La température du béton à ces points oscille autour de la température moyenne annuelle du béton. Cela confirme que la température de l'air n'affecte pas le noyau de la digue.

Une grande similitude existe entre la température du béton aux nœuds N_1 , N_4 et N_7 et la température de l'eau aux profondeurs où se situent ces nœuds. Il est bien évident que la température du barrage dans les zones proches du parement amont est dépendante de la température de la retenue.

La figure III.13 montre que les courbes isothermes sont parallèles au parement aval en été, encore, la température du béton décroît graduellement en partant vers l'amont. L'allure des courbes isothermes en hiver nous informe que la température du béton est dominée par la température de l'eau. Toutefois la température ambiante de l'air n'agit que sur la face aval du barrage. Donc, on peut conclure que :

- Le champ thermique dans un barrage en béton est dominé par la température de l'air et la radiation solaire durant la saison chaude.
- L'état thermique du barrage en hiver est géré par la température de l'eau en hiver. Aussi, durant la saison froide la température au cœur de l'ouvrage est plus ou moins élevée, du fait de la faible température de l'air.

Ces résultats adossent les travaux antérieurs dans ce domaine qui, affirment que la température du béton dans un barrage-poids varie dans les alentours de la température ambiante moyenne annuelle et seulement dans les zones en contact avec l'air, le parement aval et la partie supérieure du plan d'eau en amont, sont objets des gradients thermiques importants. Aussi, la forme épaisse de la structure crée un déphasage entre la variation de la température de l'air et celle au cœur de l'ouvrage.

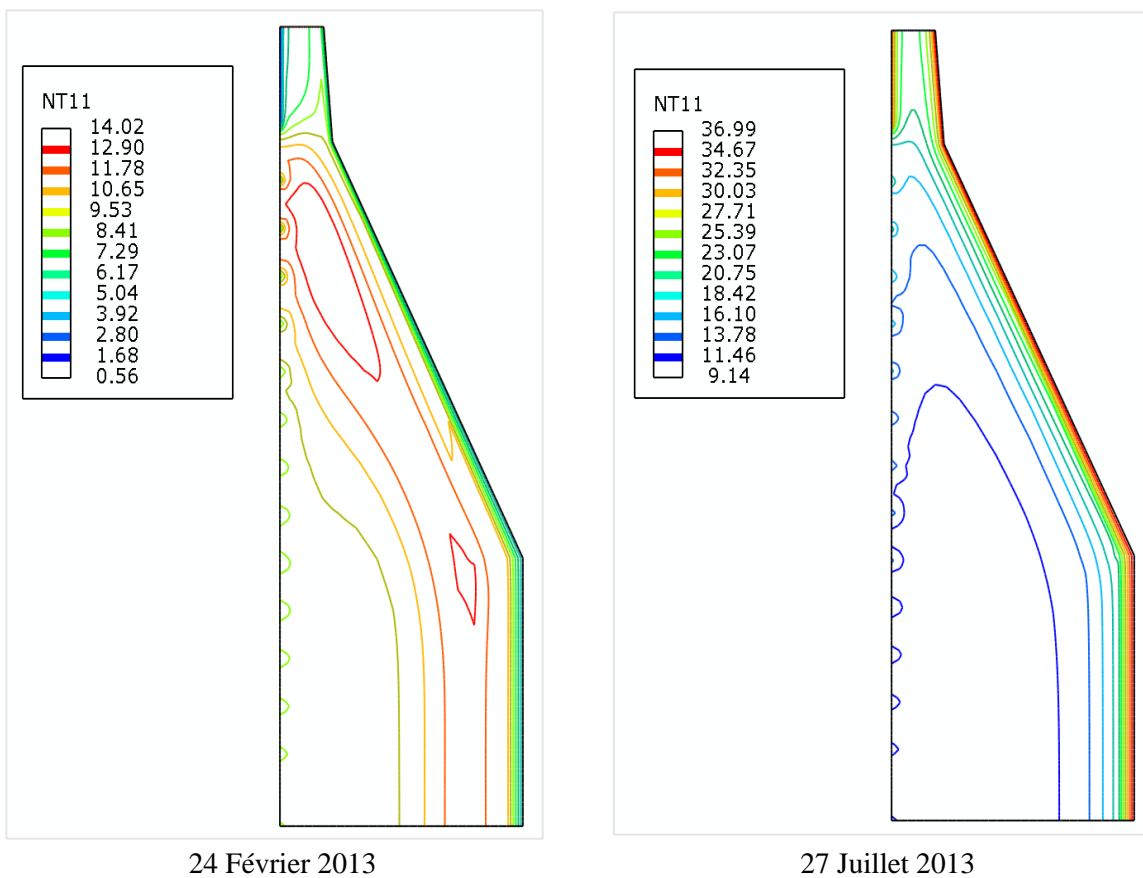


Figure III.13 : Profil des courbes isothermes dans la digue pour la journée la plus froide et la journée la plus chaude de l'année 2013 (en °C)

III.4 Contraintes thermiques

Le champ thermique obtenu permet de calculer les contraintes thermiques journalières par l'intermédiaire du coefficient de dilatation α . Le calcul mécanique est quant à lui un calcul élastique linéaire.

D'une part, les contraintes thermiques dans un barrage en exploitation sont causées par une retenue interne, elles sont provoquées par la présence d'un gradient thermique entre les

parements et le noyau du barrage (Daoud, 1997). D'autre part, l'intensité des contraintes thermiques a tendance diminuer avec le temps, ce phénomène est appelé relaxation des contraintes (Maken et al., 2013). À partir d'une étude expérimentale effectuée en 1977, l'USBR a fixé une valeur qui fluctue entre 0,3 et 0,5 pour le coefficient de relaxation ψ .

Dans notre cas, il a été supposé que les déplacements thermiques au niveau de l'interface barrage-fondation sont nuls. Même si elle est fictive, il est essentiel d'imposer cette condition aux limites afin d'éliminer toute confusion dans les résultats, exemple : un cisaillement ou un décollement du barrage.

Tableau III.5 : Propriétés mécaniques du barrage Tichy Haf

Module d'élasticité (Pa)	3×10^{10}
Coefficient de Poisson	0,22
Coefficient de dilatation thermique ($mm/mm \text{ } ^\circ C$)	$4,25 \times 10^{-6}$

III.4.1 Analyse mécanique

Pour un pas de temps journalier, sachant que la résistance maximale à la traction du béton est environ de 3 MPa , la réponse mécanique du barrage de Tichy Haf pour une combinaison des charges de type 1, cas de charge normale, est évaluée au cours de cette étude. D'abord, seules les contraintes thermiques sont étudiées, puis on a considéré les charges dues au poids propre et la poussée hydrostatique.

Les figures III.14 présentent la répartition des contraintes thermiques en la section transversale du bloc central. Il est bien clair que le champ de contraintes à l'aval est dominé par la variation de la température du béton à cause des gradients thermiques présents, qui sont relativement importants par rapport à ceux générés au centre ou à l'amont de l'ouvrage.

Pendant la période qui s'étale entre le 14 juin 2013 et le 29 octobre 2013, qui est relativement la période chaude de l'année, des contraintes de tractions qui sont comparativement faibles à celles obtenues en hiver sont enregistrées en surface, elles peuvent être égales à $0,1 \text{ MPa}$ en 27 juillet 2013. Pour la même saison, les contraintes thermiques au centre de la digue sont supérieures aux contraintes thermiques dans les zones proches du parement aval où on enregistre des contraintes de tractions de $0,6 \text{ MPa}$.

En revanche, les contraintes thermiques sont élevées en aval par rapport au cœur de l'ouvrage durant le reste de l'année qui représente la période froide (on mentionne une contrainte de traction $1,29 \text{ MPa}$ au niveau des nœuds situés en aval tandis qu'aux nœuds situés au noyau, nous enregistrons des contraintes de compression allant jusqu'à $0,25 \text{ MPa}$ pour la date du 21 décembre 2013). Selon le comportement thermique global du barrage, il est à déduire que, les surfaces du barrage sont en état de traction pendant l'hiver, tandis qu'en été, un état de compression se manifeste à la même zone.

La surface du parement aval se réchauffe durant l'été et la température du béton avoisinante augmente, donc le béton tend à se dilater, mais sera freinée par celui au centre du barrage créant ainsi une sorte de retenue interne à cause du gradient thermique existant entre l'aval et le centre de la digue.

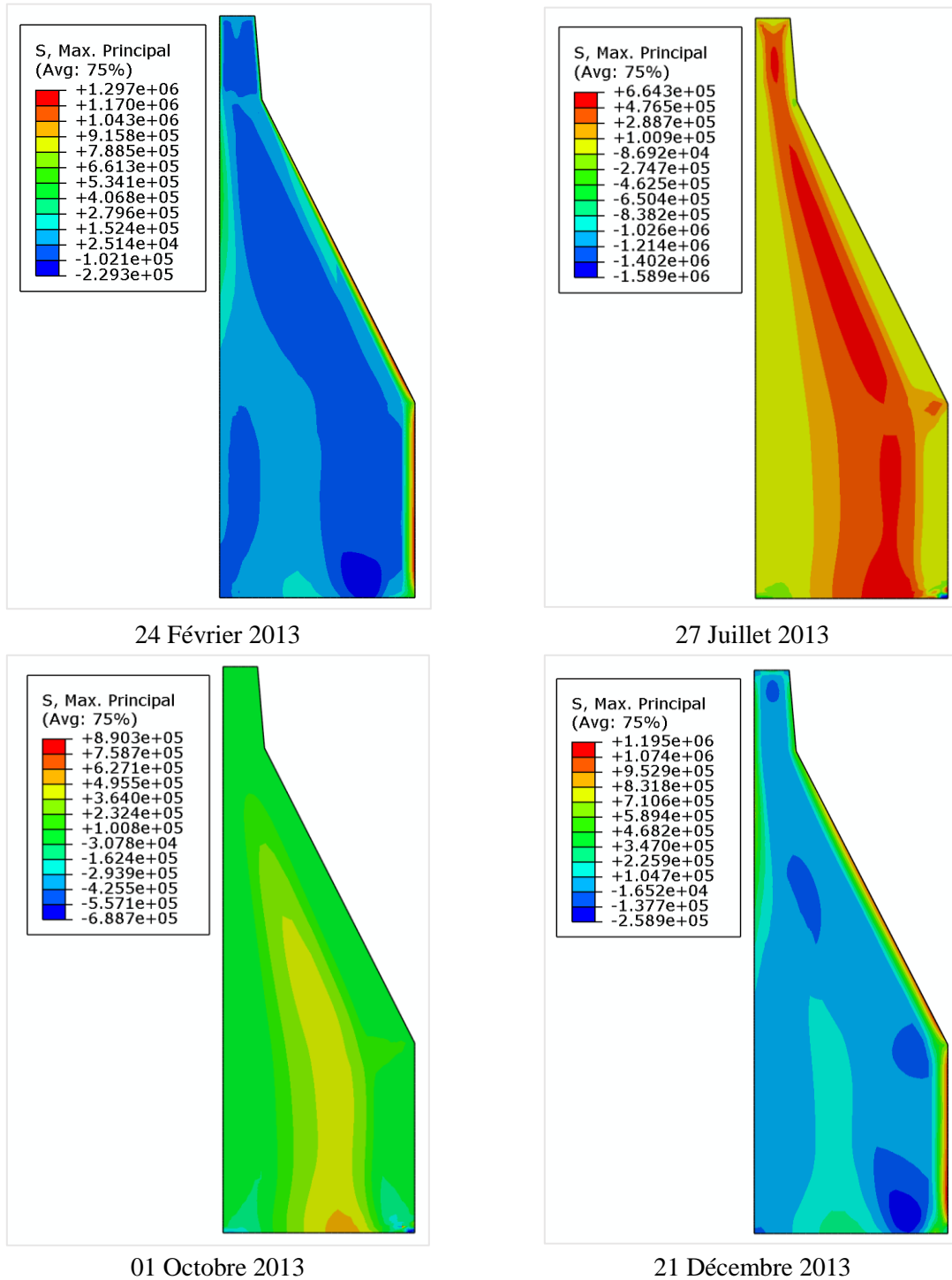


Figure III.14 : Distribution des contraintes thermiques dans le plot central du barrage de Tichy Haf pour différentes dates de l'année 2013 (en *MPa*)

En outre, durant l'hiver, le cœur de la digue est plus chaud que les parements, alors il essaiera d'expanser. D'autre part, les surfaces exposées au climat froid de la région ont tendance à se contracter et créent des contraintes de traction sur une profondeur de 5 mètres par rapport à l'aval. En même temps, elles empêchent le béton au centre de se dilater. Cette situation rend le noyau du barrage en état de compression.

Nous remarquons que le comportement des contraintes thermiques est similaire à travers tous les nœuds de la crête en raison de la faible épaisseur. Cette dernière est directement

influencée par la variation de la température ambiante. Les contraintes de traction sont plus élevées à la crête en hiver, exactement le 24 février, qui correspond au jour le plus froid, du même on enregistre des contraintes de compression élevée au jour le plus chaud de l'année en fin du mois de juillet (le 27ème jour). A cause de la présence de la fondation qui exerce une retenue externe et empêche le béton à se déformer, les contraintes de compressions s'accroissent au niveau de l'interface barrage fondation pendant l'été.

Les valeurs maximales et minimales des contraintes thermiques le long des sections transversales A, B et C sont illustrées dans la figure III.15. Les remarques suivantes sont tirées :

- Contrairement aux barrages voûtes où la présence d'un gradient thermique entre les parements amont et aval peut être à l'origine des fissures remarquables, l'évaluation des contraintes thermiques dans un barrage-poids révèle que le barrage se comporte en toute sécurité pendant toute l'année. Les valeurs des contraintes de tractions sont modérées et loin d'atteindre la résistance maximale à la traction sous des sollicitations équivalentes aux conditions climatiques de la région.
- Le parement aval est l'objet des écarts considérables des contraintes thermiques à cause de l'influence directe de la température environnante.
- En été on remarque que les contraintes thermiques au centre sont supérieures à celles obtenues aux parements.
- En partant de la crête vers la fondation, les contraintes thermiques au noyau de la digue diminuent (pratiquement à partir d'une profondeur de 5 m de l'aval), elles deviennent de plus en plus constantes à cause des faibles gradients thermiques à ces endroits.

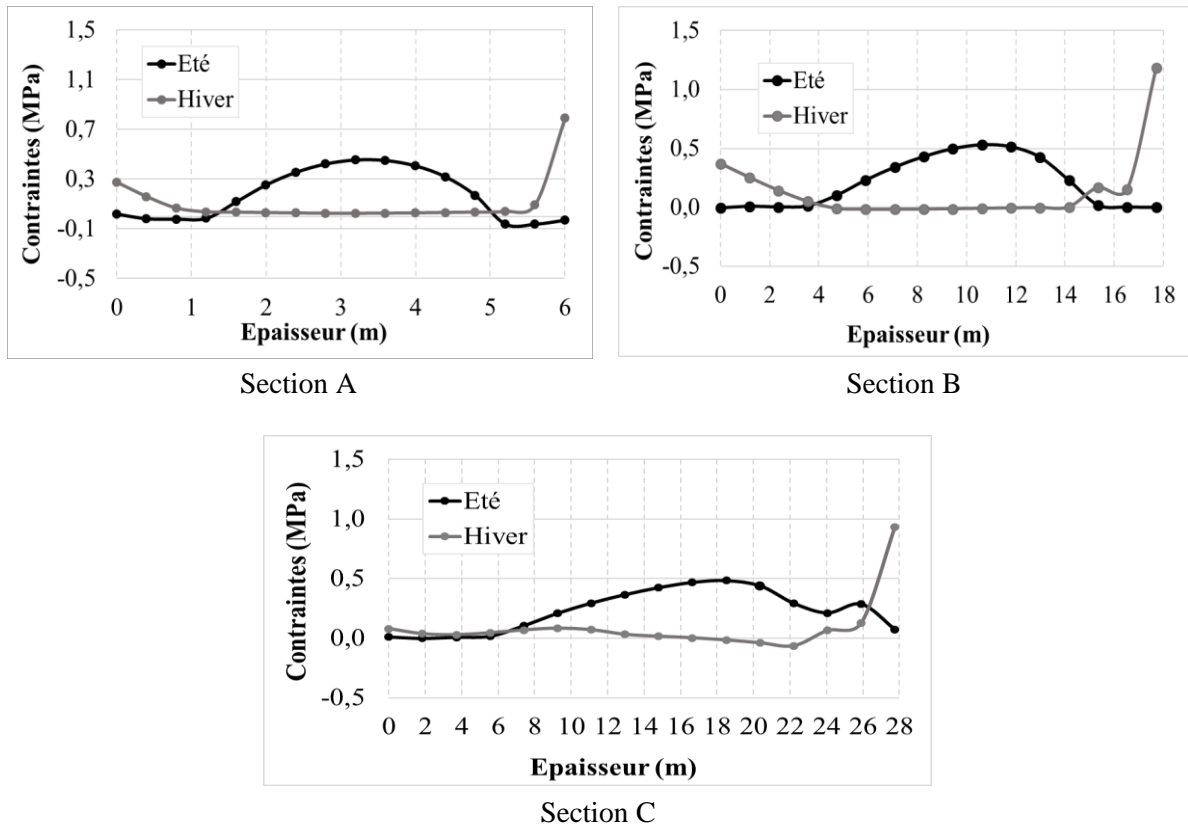


Figure III.15 : Evolution des contraintes thermiques maximales et minimales le long des sections choisies pour l'étude

L'allure des courbes iso-contraintes pour le jour le plus chaud de l'année montrent la formation des courbes iso-contraintes de traction au noyau avec une intensité qui augmente en allant vers le cœur du barrage. À l'opposé, pour le jour le plus froid de l'année, on remarque la formation des courbes iso-contraintes de traction parallèles au parement aval, alors que le reste de la digue est soumis à des contraintes de compressions de même amplitude.

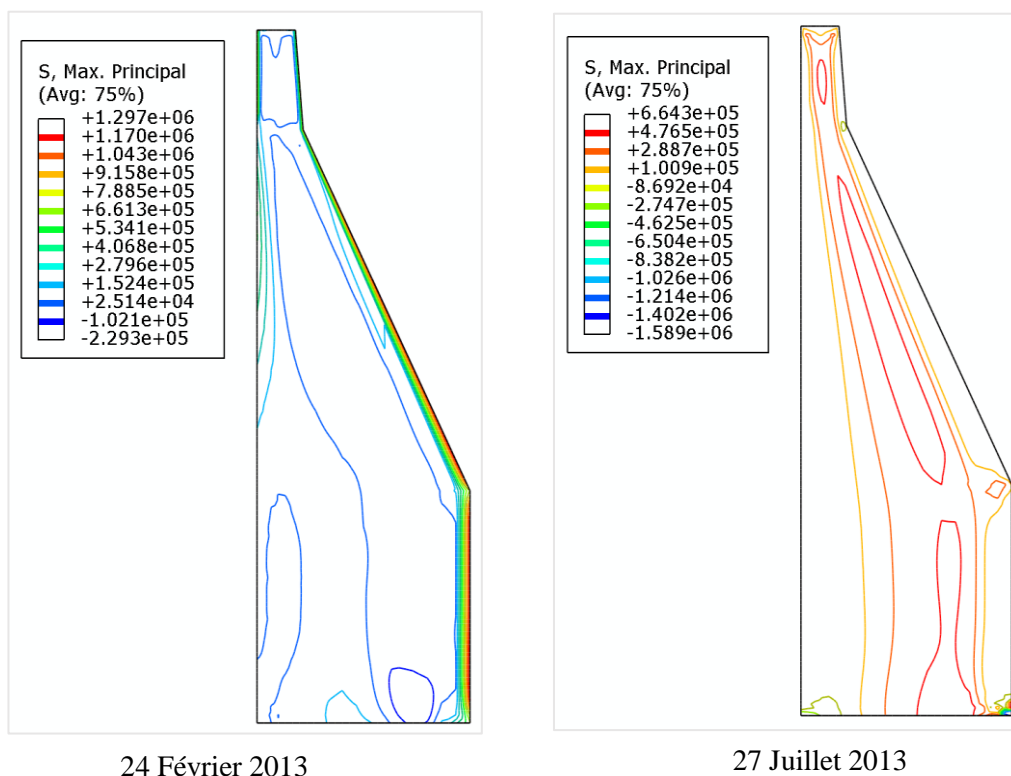


Figure III.16 : Evolution des courbes iso-contraintes pour : le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 (en MPa)

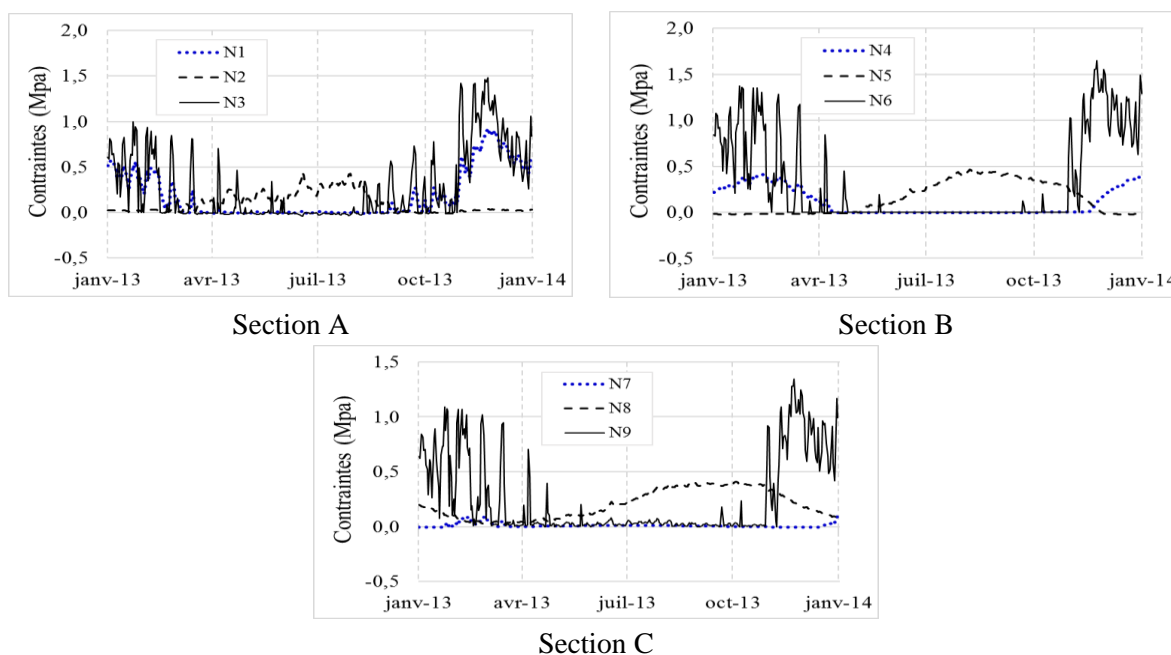


Figure III.17 : Variation annuelle des contraintes thermiques maximales aux nœuds sélectionnés suivant leurs positions par rapport aux parements

III.4.2 Effet de la radiation solaire

Afin de déterminer l'effet de la radiation solaire sur l'état des contraintes thermiques, nous avons comparés les résultats obtenus avec les contraintes thermiques déduites à partir du champ thermique simulé seulement avec la température de l'air sans tenir compte de la température due à la radiation solaire.

Le tableau III.6 présente les valeurs des contraintes thermiques maximales aux nœuds situés sur la face aval à des hauteurs différentes avec et sans la considération de la radiation solaire.

Tableau III.6 : Contraintes de tractions maximales à différents points de l'aval

Hauteur (m)	Avec effets de radiation solaire (MPa)	Sans prise en compte des effets de radiation solaire (MPa)
250	1,35	1,38
290	1,48	1,52

Les résultats montrent que la radiation solaire a un effet positif sur le comportement mécanique du barrage selon la saison, elle tend à diminuer la valeur des contraintes de traction de 2 à 3 %. En absence de la radiation solaire la contrainte de traction maximale à la surface aval augmente de 1,35 MPa à 1,38 MPa pour la section située à la hauteur 250 mNGA et de 1,48 à 1,52 à la hauteur 270 mNGA.

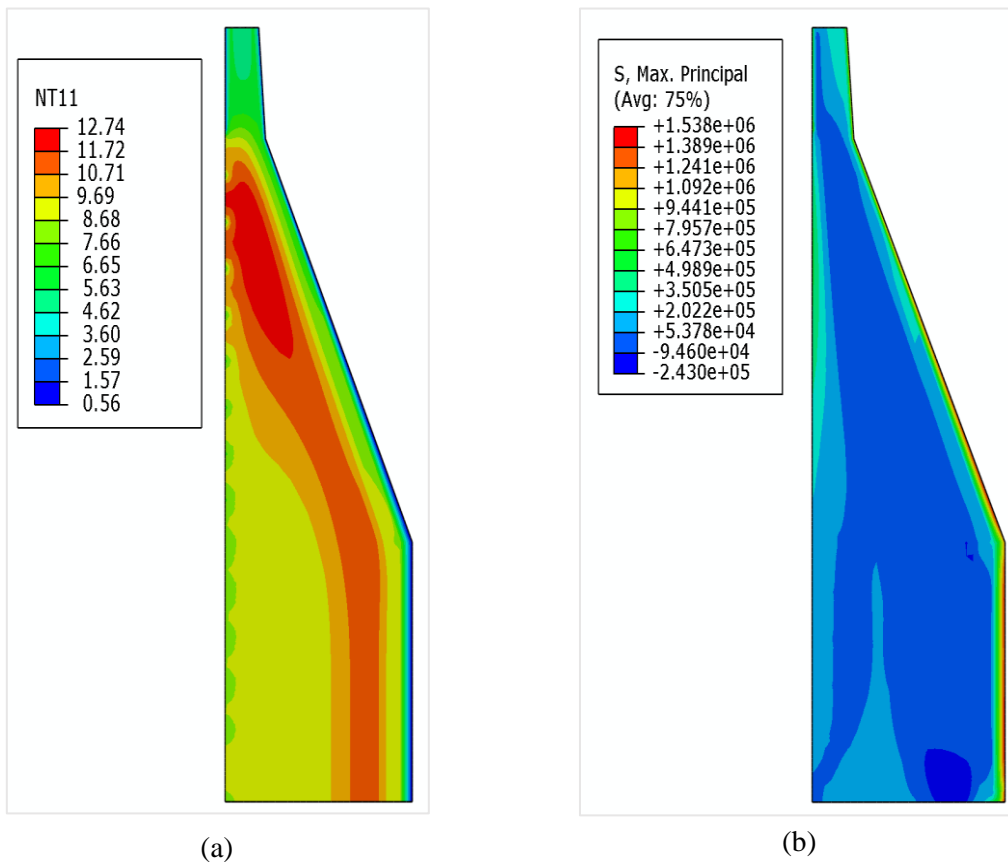


Figure III.18 : Réponse thermomécanique du barrage Tichy Haf pour le jour le plus froid de l'année 2013 : (a) champ thermique (en °C) et (b) champ des contraintes thermiques (en MPa). Cas 1 : Sans radiation solaire

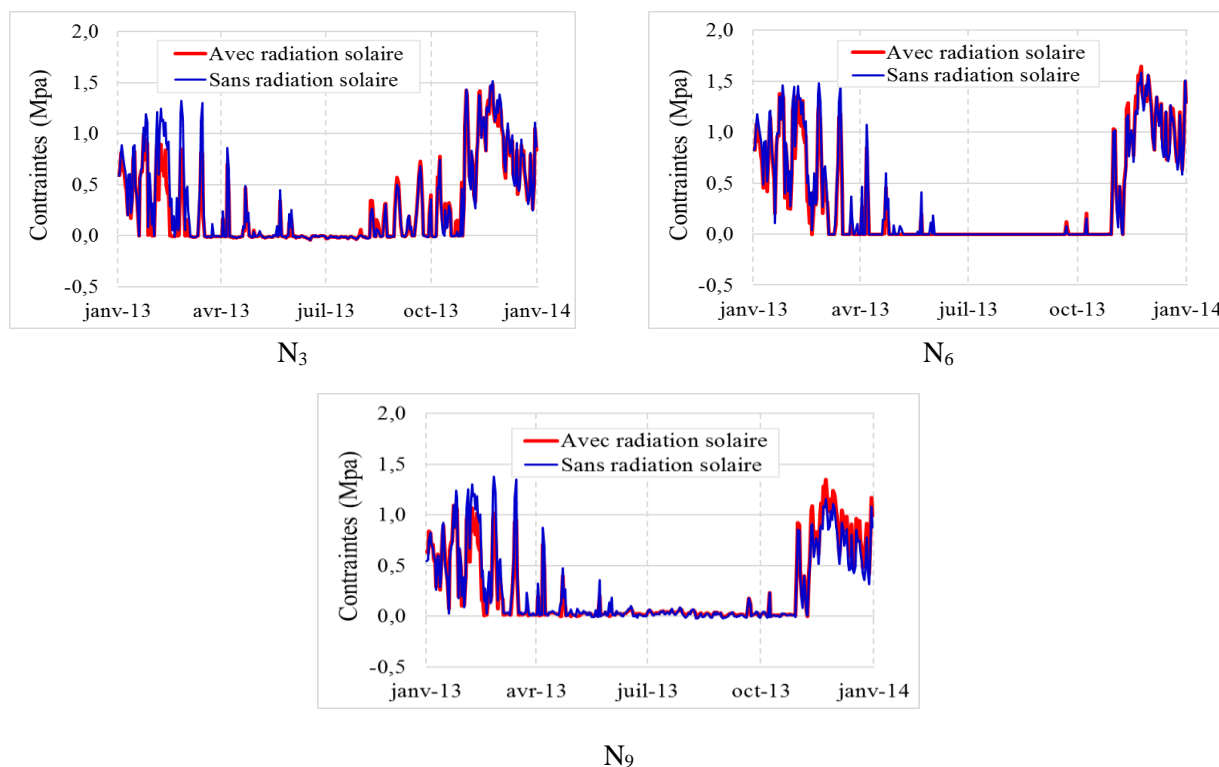


Figure III.19 : Evolution des contraintes thermiques aux nœuds N_3 , N_6 et N_9 avec et sans considération de la radiation solaire

La variation annuelle des contraintes thermiques aux nœuds N_3 , N_6 et N_9 montre clairement l'effet de la radiation solaire en hiver, la non considération de la radiation solaire augmente la valeur des contraintes thermiques. Cependant, la radiation solaire n'influe pas l'état de contraintes présentes à la surface en été, c'est la période pour laquelle la surface du barrage est en état de compression.

Comme le montre la figure III.20, l'évolution des contraintes thermiques aux nœuds N_4 et N_5 avec et sans considération de la radiation solaire révèle que la radiation solaire n'a aucun effet sur l'état des contraintes au centre de la digue et au voisinage du parement amont. Avec ou sans considération de la radiation solaire, les contraintes thermiques générées sont identiques.

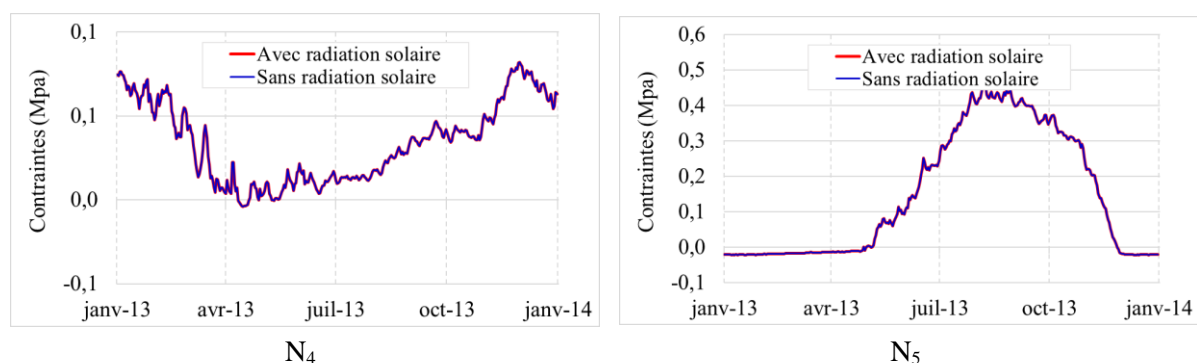


Figure III.20 : Evolution des contraintes thermiques aux nœuds N_4 et N_5 avec et sans considération de la radiation solaire

III.4.3 Effet de la température de l'eau sur le champ thermique

Pour comprendre l'impact de la température de la retenue sur le champ des contraintes de la digue, nous avons effectué une simulation en imposant une température nulle aux surfaces exposées à l'air ambiant, et seule la température de l'eau varie. Pour un premier cas on considère que le réservoir est plein jusqu'au niveau normal de la retenue (NNR).

Durant toute l'année, de faibles contraintes de compression sont générées près du parement amont (pour une profondeur qui peut atteindre 15 m par rapport au parement amont), alors que le reste de la digue est en état de traction. Des contraintes maximales qui dépassent la résistance maximale à la traction du béton sont enregistrées à la surface aval, elles peuvent atteindre 3,11 MPa en hiver et 3,16 MPa en été.

Comme la température en aval est nulle, le parement amont est toujours plus chaud donc, il a tendance de se dilater vers l'amont, en même temps le parement aval essayera de se contracter, la présence du phénomène de la retenue interne provoquera des contraintes de tractions en ce dernier.

Un risque de fissuration peut avoir lieu au niveau de l'interface avec la fondation, au bief aval du barrage. En plus des contraintes thermiques générées par la fluctuation de la température du béton, des contraintes thermiques de type retenue externe peuvent se manifester au niveau de l'interface barrage fondation. La superposition des deux types de contraintes amplifie les valeurs de celles thermiques et poussent le béton à se fissurer.

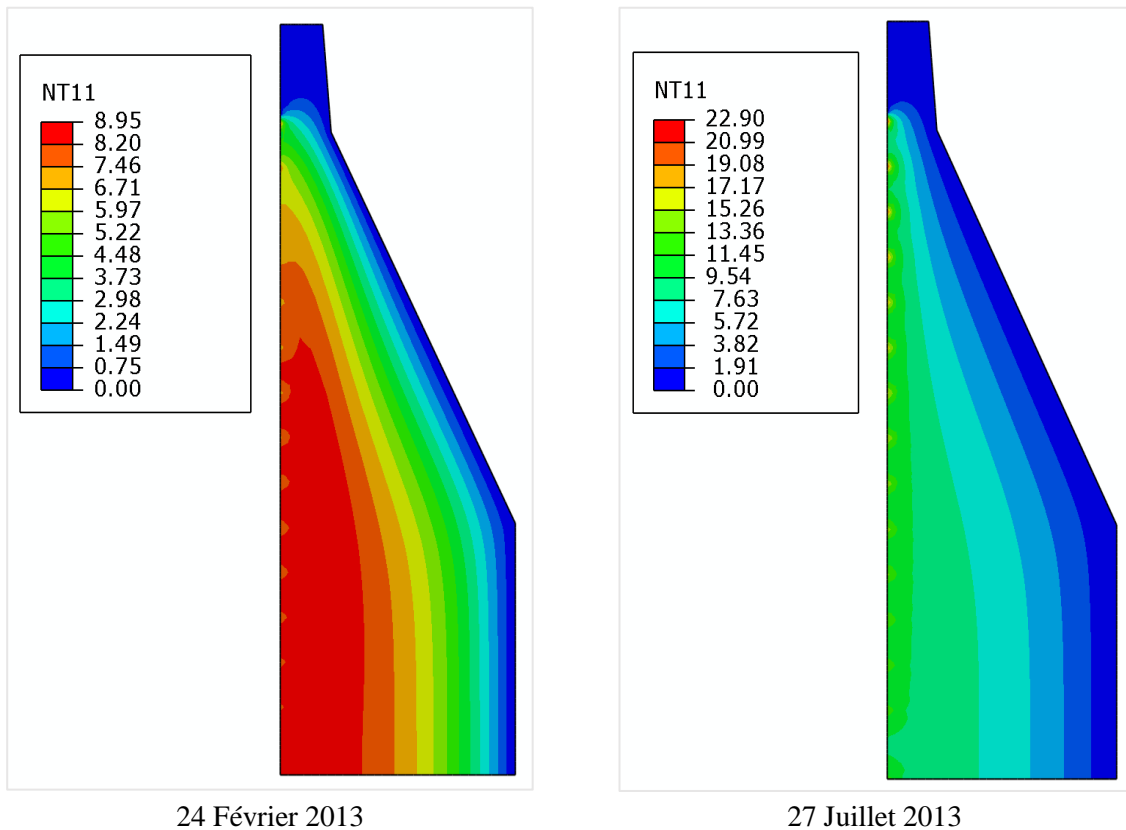


Figure III.21 : Evolution du champ thermique pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 (en °C). Cas 2 : avec effet de température de l'eau de la retenue

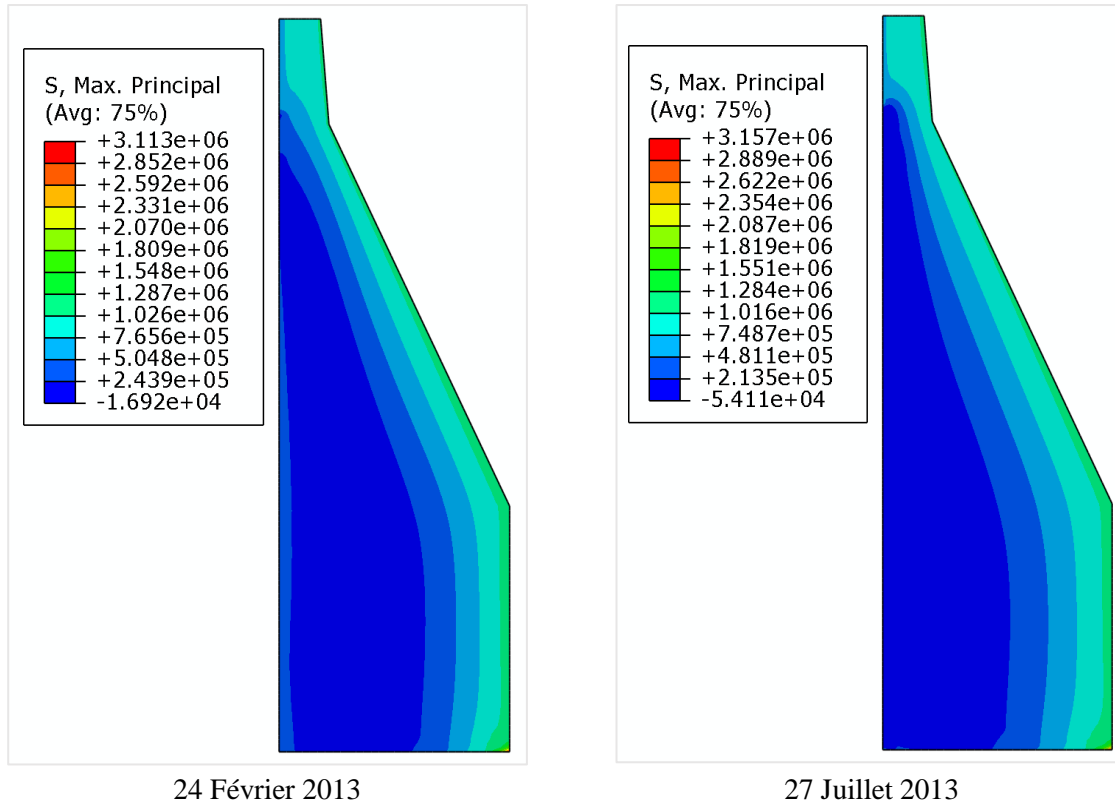


Figure III.22 : Évolution des contraintes pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 (en *MPa*). Cas 2 : avec effet de température de l'eau de la retenue

Pour un deuxième cas, nous avons examiné les contraintes thermiques quand la retenue est vide. D'après les résultats de la figure III.23, une distribution similaire des contraintes thermiques sur toute la surface externe et les zones proches d'elle. Les résultats révèlent aussi que le barrage se comporte en toute sécurité dans cette situation et aucun signe de fissuration n'est observé.

En effet, la variation de la température ambiante génère des gradients thermiques identiques près des parements amont et aval du barrage, par conséquent, toute la surface externe du barrage est en état de traction pendant la saison d'hiver avec une contrainte maximale de $1,64 \text{ MPa}$, située au talon amont. Alors, qu'un état de compression règne durant la saison d'été, enregistrant une faible valeur des contraintes de traction, à peu près $0,76 \text{ MPa}$ enregistré dans le centre du plot.

À partir de ces deux simulations, on peut déduire que la variation de la température dans la retenue n'altère pas tellement les contraintes thermiques au sein d'un barrage en béton par rapport à la température de l'air et la radiation solaire. Notons, aussi que la température de l'air et la radiation solaire, sont les facteurs responsables de l'évolution des contraintes de traction au voisinage des surfaces du parement de barrage.

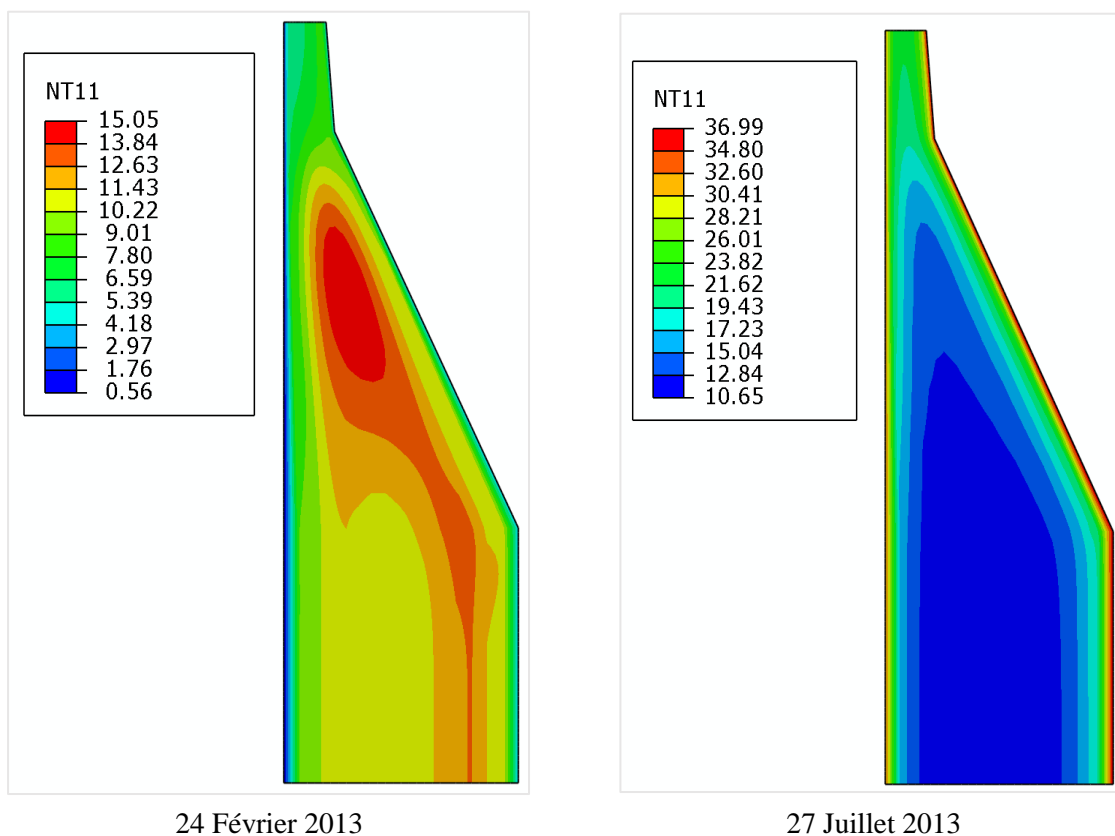


Figure III.23 : Evolution du champ thermique pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 (en °C). Cas 3 : Retenue vide

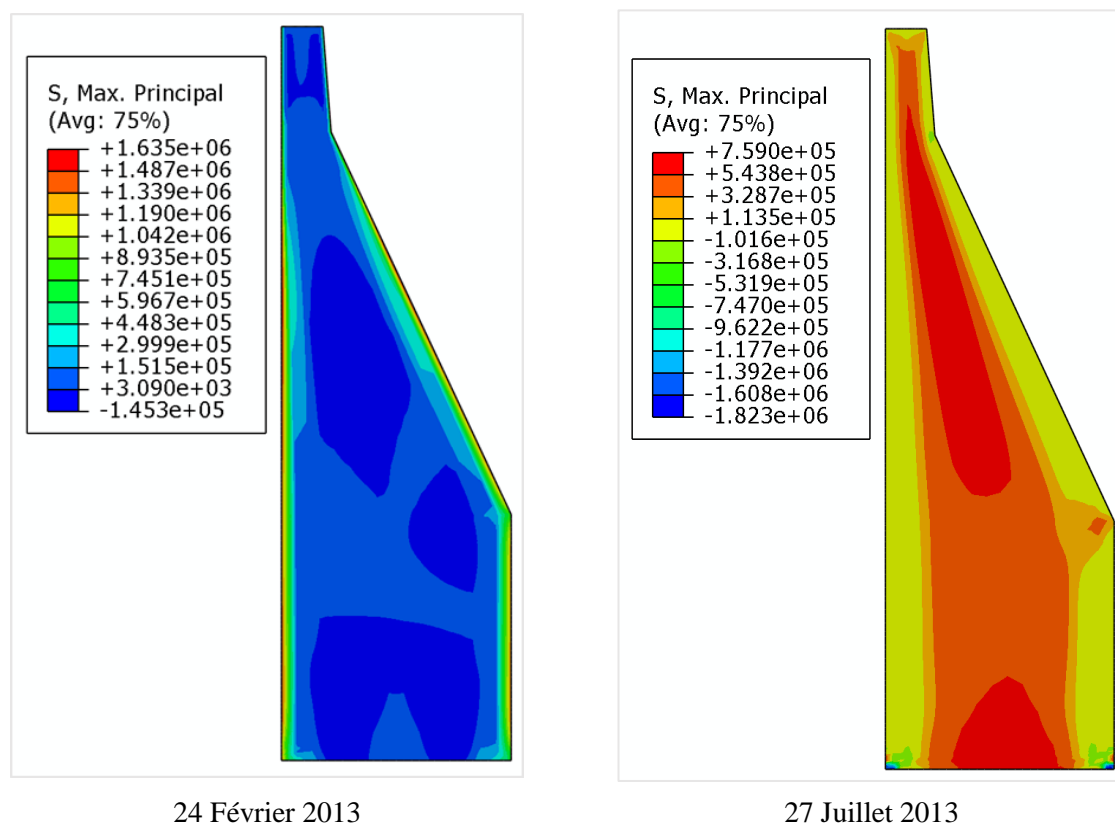


Figure III.24 : Evolution des contraintes pour le jour le plus froid et le jour le plus chaud de l'année 2013 (en MPa). Cas 3 : Retenue vide

III.5 Analyse des déformations thermiques

Adoptons que la température du béton représente la somme de trois températures : la non linéaire, la moyenne et le gradient de température suivant l'épaisseur transversale, et admettons que les deux derniers participent aux déformations thermiques dans les barrages, nous avons essayé d'étudier le comportement des déformations thermiques.

Comme les flux thermiques sont importants selon la direction normale aux parements, les déplacements dans amont-aval sont évalués. Les déformations thermiques du plot central de la digue à différentes périodes journalières de l'année 2013 sont présentées dans la figure III.27, le signe négatif indique que le barrage est en mouvement vers l'amont tandis que le signe positif décrit un déplacement vers l'aval.

L'allongement du béton en aval sous effet de l'accroissement de sa température moyenne en plus du fruit de talus qui est plus grand que celui de l'amont incite la crête à se pencher vers l'amont. Des déplacements de l'ordre de 10 mm pour le 27^{ème} jour du mois de juillet sont mesurés. Aussi, quand la température en aval est élevée par rapport au parement amont refroidi par le réservoir, un phénomène qui s'appelle « l'effet bilame » se manifeste.

En hiver, l'air est plus froid que l'eau, le béton dans la face aval se contracte par rapport à la face amont (USACE, 1995). Cela provoque l'apparition de contraintes de traction sur le parement aval du barrage, ce qui entraîne des déplacements de l'ordre de 9 à 10 mm vers l'aval.

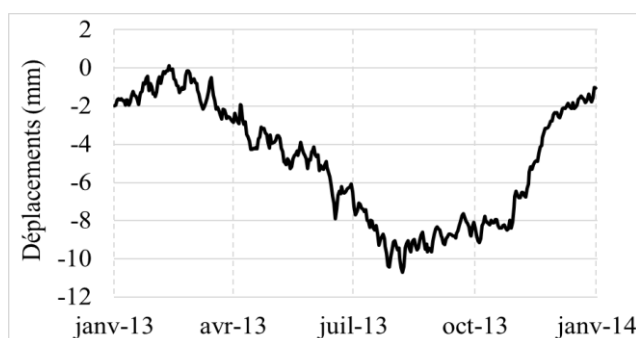


Figure III.25 : État de déformation de la crête du barrage suivant une période annuelle

Le gradient thermique généré entre les parements, comme l'indique la figure III.26, favorise la dilatation de la surface aval d'une part et la contraction du parement aval d'autre part. Tout cela provoque une rotation de la console vers l'amont.

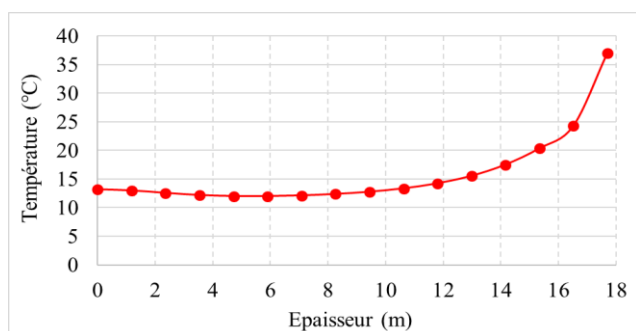


Figure III.26 : Variation du gradient thermique dans la section A de l'amont à l'aval pour la journée la plus chaude de l'année 2013

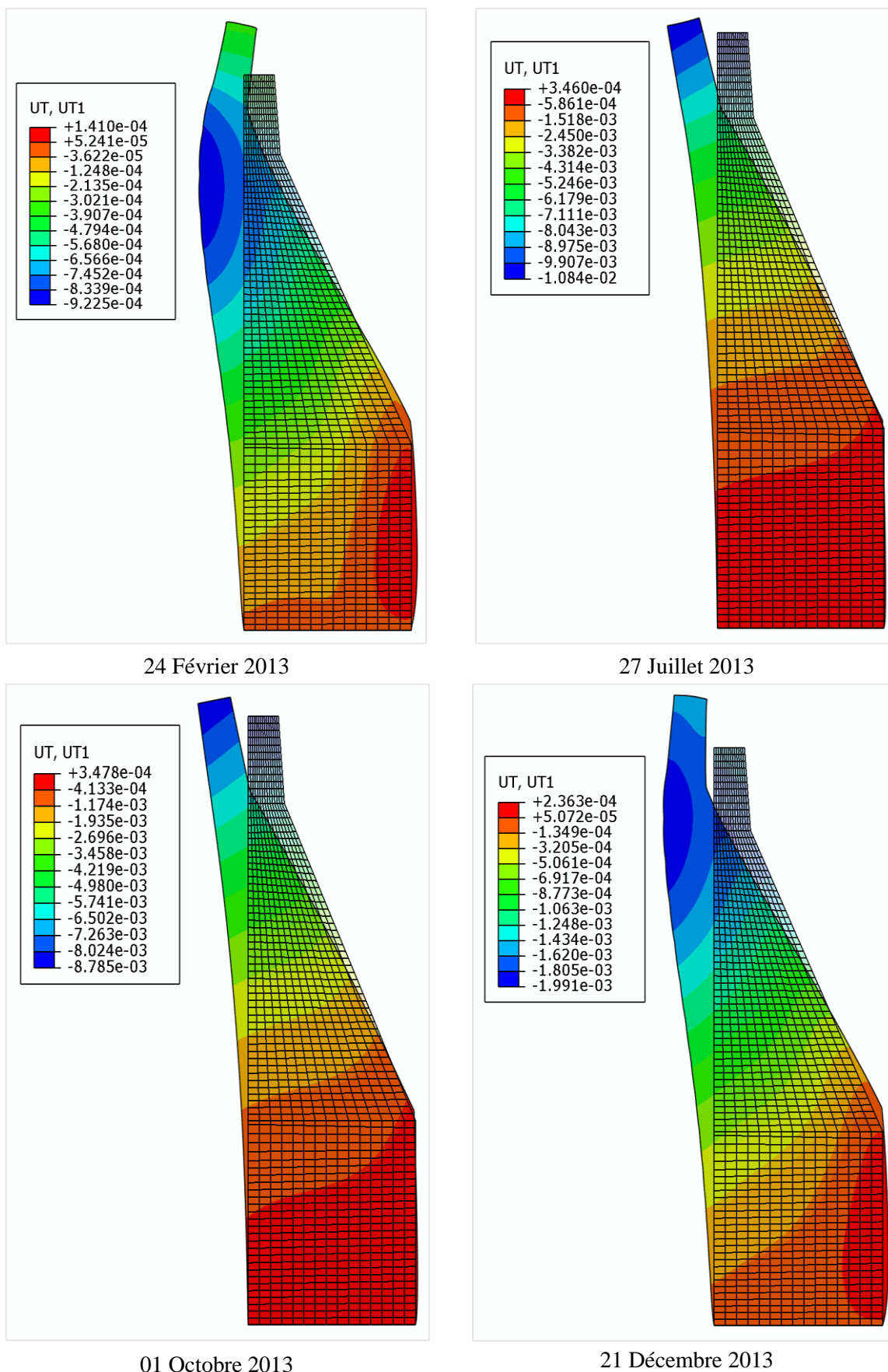


Figure III.27 : Déformations thermiques de la crête du barrage de Tichy Haf pour différents jours de l'année (en *m*)

Nous pouvons aussi constater que la crête du barrage de Tichy Haf est en déformation permanente. Au cours de toute l'année, les déformations ne sont jamais nulles aux différents nœuds de la crête, car la température du béton à ces nœuds n'est jamais égale à la température de référence au même instant.

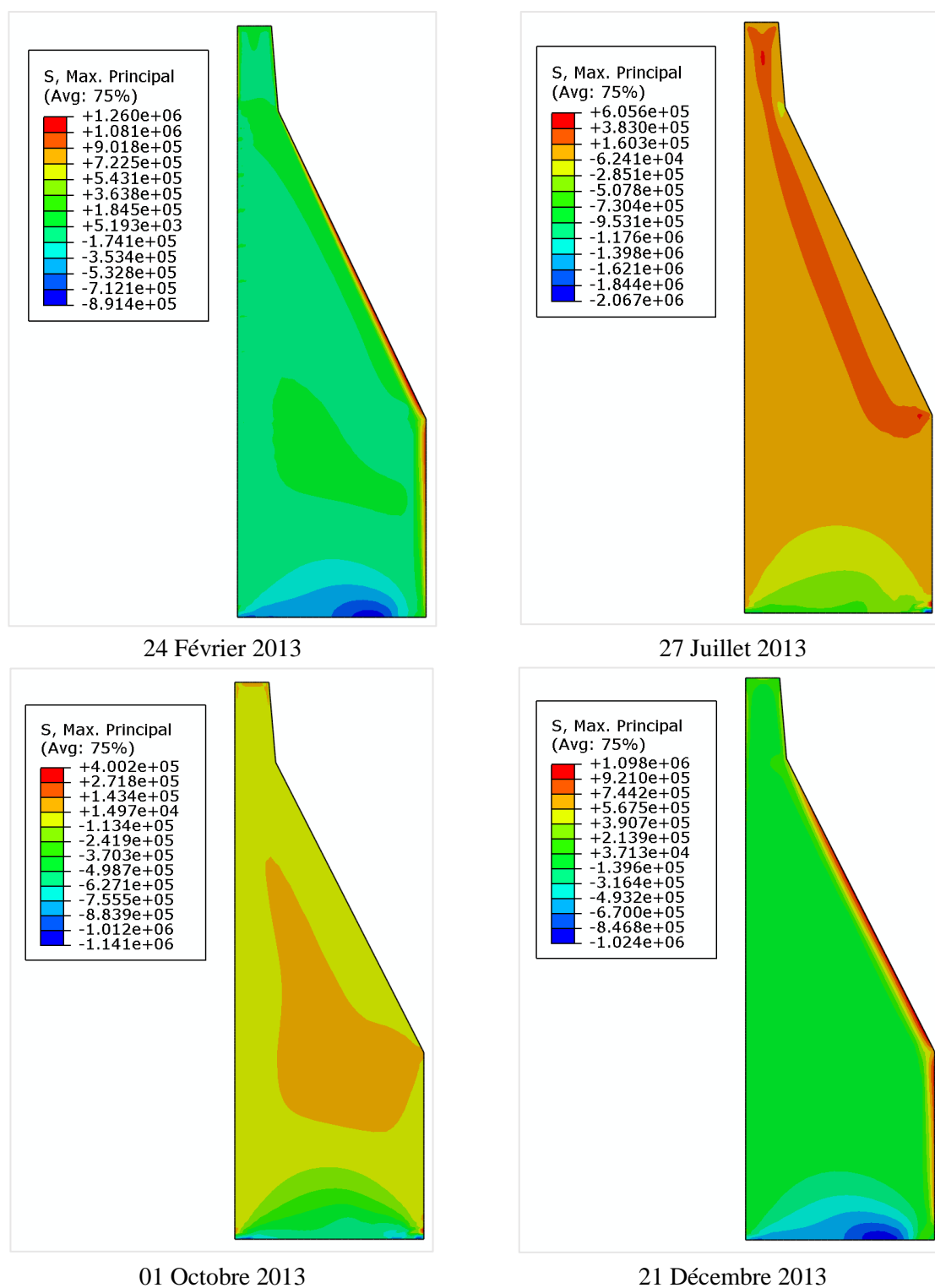


Figure III.28 : Distribution des contraintes dans le plot central du barrage de Tichy Haf pour différentes dates de l'année 2013 sous sollicitation de combinaisons de charge type I (en MPa)

Sous l'effet des sollicitations dues à la poussée hydrostatique, le poids propre et la température de l'air, le champ des contraintes obtenues pour différents jours de l'année, figure III.28, montre que le barrage ne présente aucun signe d'inquiétude. Des contraintes de traction qui varient entre 1 et 1,26 MPa sont constatées au parement aval pendant l'hiver.

Par rapport aux contraintes générées par la poussée hydrostatique, celles thermiques sont jugées avec moins de sévérité. En réalité, elles sont affaiblies par le phénomène de fluage du béton, d'autant plus que les variations thermiques sont relativement lentes. Selon (Stucky et Derron, 1957) et contrairement aux sollicitations hydrostatiques, en cas d'apparition des fissures, les contraintes thermiques partent complètement à proximité.

Selon le climat qui règne au nord de l'Algérie, un climat méditerranéen caractérisé par un hiver doux avec une température moyenne d'environ 5 °C d'une part, et la structure épaisse d'autre part, nous pouvons conclure que les sollicitations thermiques externes ne présentent aucun risque de fissuration sur les barrages poids et les barrages poids voûtes construits dans cette région.

III.6 Evolution des contraintes sous conditions climatiques sévères

Comme l'analyse thermomécanique du barrage de Tichy Haf a montré que l'ouvrage se comporte en toute sécurité pour des conditions de service normales, nous avons tenté de vérifier le comportement des barrages poids vis-à-vis des conditions climatiques sévères. Pour cela, l'effet des charges thermiques extrêmes sur l'état des contraintes est simulé sans cette partie.

La procédure consiste à étudier la réponse thermique du barrage en appliquant des sollicitations thermiques sous forme d'ondes sinusoïdales sur les surfaces exposées à l'air ambiant pour différentes valeurs de l'amplitude annuelle. Les ondes thermiques sont générées en utilisant l'équation (III.8) :

$$T(t) = A \sin\left(\frac{2\pi(t-\xi)}{365}\right) + T_{moy} \quad (III.8)$$

avec :

A : l'amplitude annuelle, T_{moy} : la température moyenne annuelle, t : le jour de l'année et ξ : le jour où $T(t) = T_{moy}$

Accroître la valeur de l'amplitude annuelle permet d'avoir une série de températures approximées à une onde thermique dont les écarts entre les températures extrêmes est plus grand, la température maximale devient plus grande alors que celle minimale sera plus faible. Par conséquent, on aura un été plus chaud et un hiver plus froid.

La température dans la région de barrage de Tichy Haf varie avec une amplitude annuelle de 15 °C et une température moyenne de 14 °C. Donc, nous avons construit 4 ondes thermiques qui ont une période de 365 jours et différentes valeurs d'amplitude : 20 °C pour la première, 25 °C pour la deuxième, 30 °C pour la troisième alors que la quatrième onde thermique a une amplitude de 35 °C. La température moyenne annuelle est fixée à 14 °C. Les caractéristiques de chaque onde thermique sont regroupées dans le tableau III.7.

Les résultats de la simulation du champ de contraintes sous l'effet de chaque onde thermique sont regroupés dans les figures (III.29), (III.30), (III.31) et (III.32).

Tableau III.7 : Caractéristiques des ondes thermiques sollicitées sur les parois du barrage

Onde	Amplitude (°C)	Température moyenne (°C)	Température maximale (°C)	Température minimale (°C)	Période (jours)
A	20		35,42	-8,36	
B	25	14.5	40,42	-13,36	365
C	30		45,42	-18,36	
D	35		50,42	-23,36	

Plus les températures sont basses en hiver, plus les contraintes de traction sont importantes. Elles peuvent même égaler ou dépasser la résistance maximale à la traction du béton. La figure (III.29) montre que pour une température minimale égale à $-8,36\text{ }^{\circ}\text{C}$, les contraintes atteignent $3,48\text{ MPa}$ au parement aval. Dans ce cas, le béton est en péril et peut se dégrader.

Le champ de contraintes engendré par les sollicitations thermiques exercées par l'onde *B* aux parois du barrage indique que pour une température minimale en hiver de $-13,36\text{ }^{\circ}\text{C}$ des fissures peuvent se manifester au parement aval où les contraintes maximales sont autour de $4,9\text{ MPa}$.

Nous remarquons un risque de fissuration sur une zone de 3 mètres d'épaisseur à l'extrémité aval, qui peut être causée par une variation de contraintes entre $4,12$ et 7 MPa quand elles sont simulées en considérant l'onde *D* comme charges thermiques. Les contraintes à la surface s'élèvent jusqu'à $7,8\text{ MPa}$ pendant la saison froide. Pour ce cas, on observe des contraintes élevées qui peuvent induire des endommagements au sommet du barrage

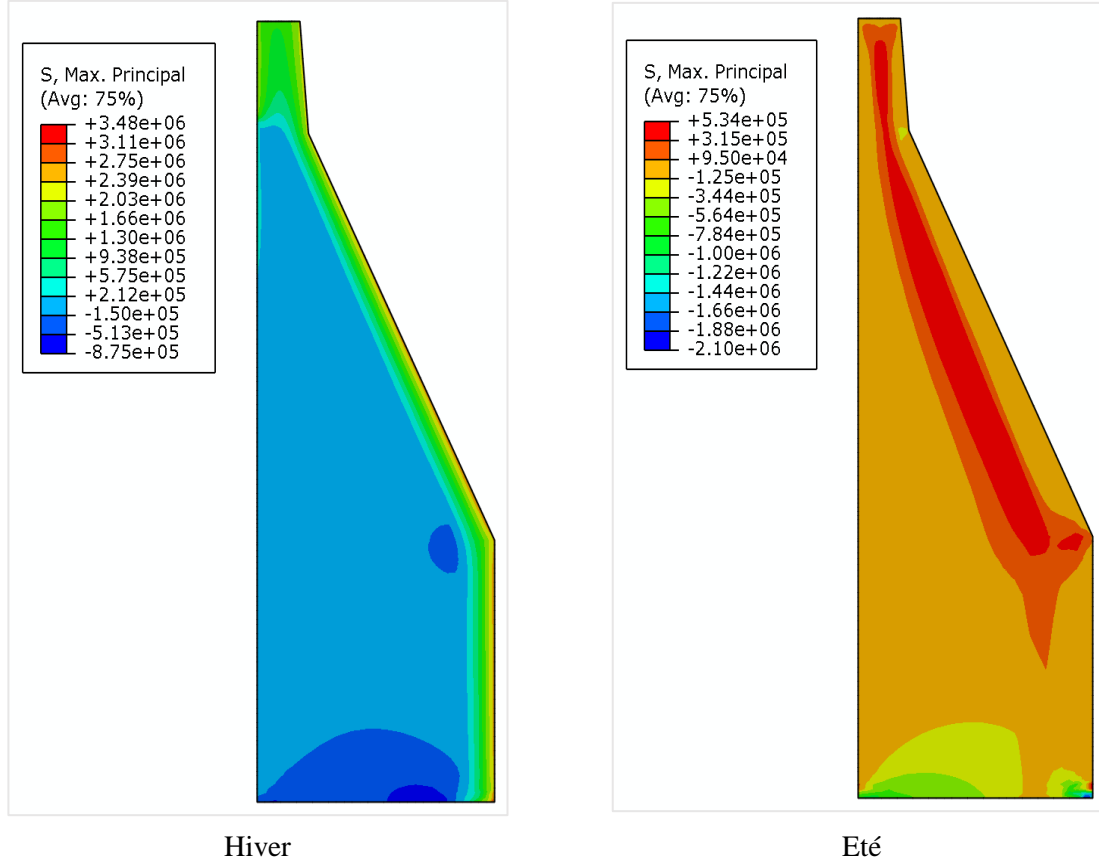


Figure III.29 : Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ (en *MPa*)

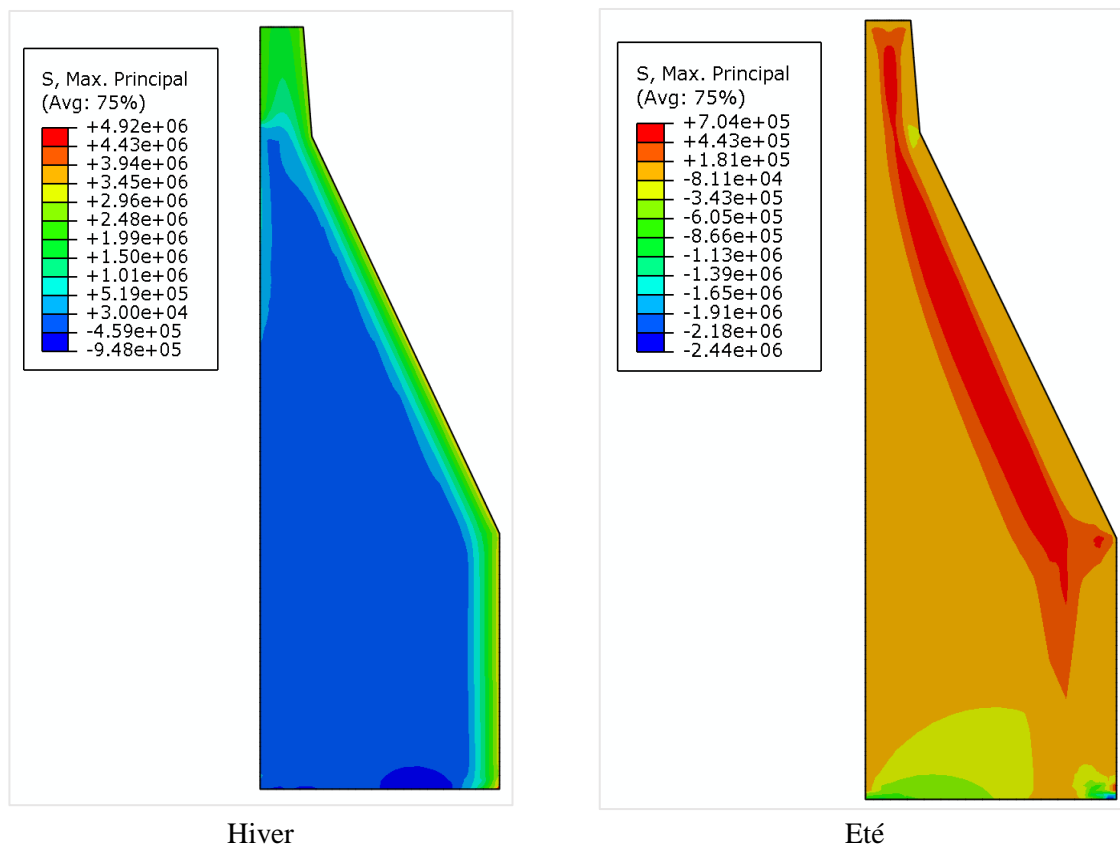


Figure III.30 : Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 25 °C (en MPa)

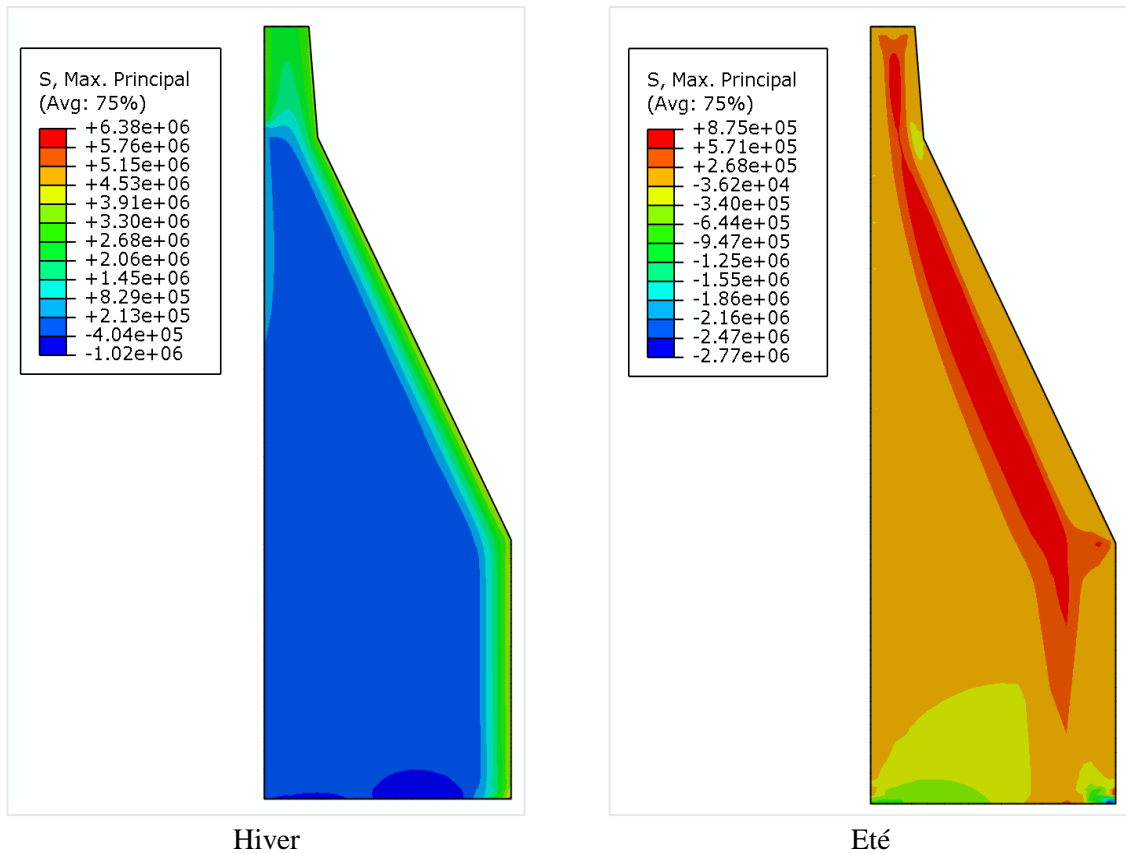


Figure III.31 : Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 30 °C (en MPa)

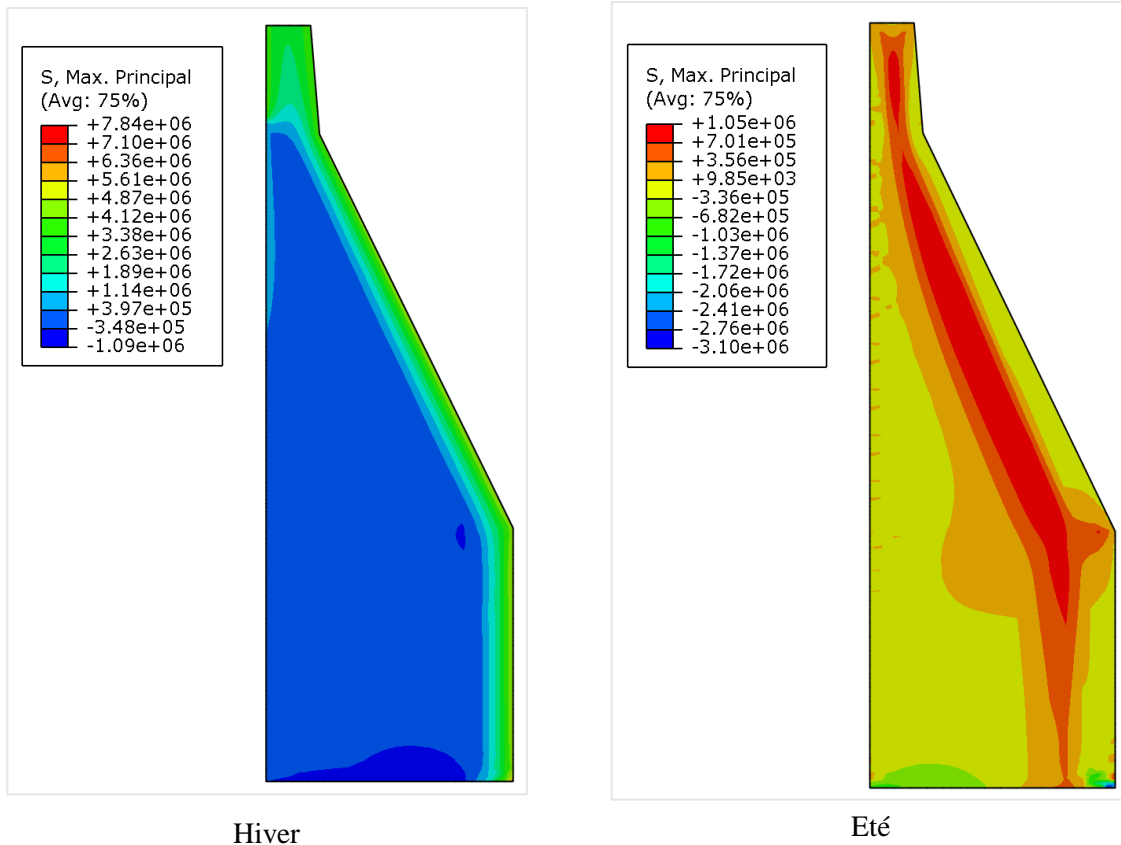


Figure III.32 : Variation des contraintes dans le plot central sous l'effet des sollicitations thermiques avec une amplitude annuelle de 35 °C (en MPa)

Malgré que la température sollicitée puisse atteindre 50 °C en été, la variation des contraintes de traction est insignifiante. Une augmentation de la température de 15 °C génère une accentuation es contraintes thermiques de 0,5 MPa.

Néanmoins d'après la figure (III.33), l'évolution des contraintes aux nœuds N_4 , N_5 , et N_6 montre que le champ des contraintes dans le centre et près de la surface amont reste insensible aux variations des sollicitations thermiques externes.

Une baisse de 15 °C de la température du béton provoque des contraintes de traction de l'ordre de 0,4 MPa au nœud N_5 . Pour une température minimale égale à -8 °C, on enregistre des contraintes d'une valeur de 0,38 MPa au même nœud, alors qu'elles sont égales à 0,78 MPa quand la température en hiver est égale à -23 °C.

Comme la pénétration de l'onde thermique est limitée à quelques mètres du parement aval, l'effet des températures imposées à l'aval est négligeable sur le côté amont du barrage. En effet, les contraintes oscillent autour du zéro au nœud N_4 pour les quatre ondes sollicitées autant qu'une charge thermique.

Pour conclure, il est impératif de réserver une attention particulière aux surfaces extérieures du barrages et aux zones proches des parements exposées à l'air ambiant pendant des périodes de froid extrême. Pour des températures inférieures à -8 °C, la sécurité des barrages poids peut être affectée.

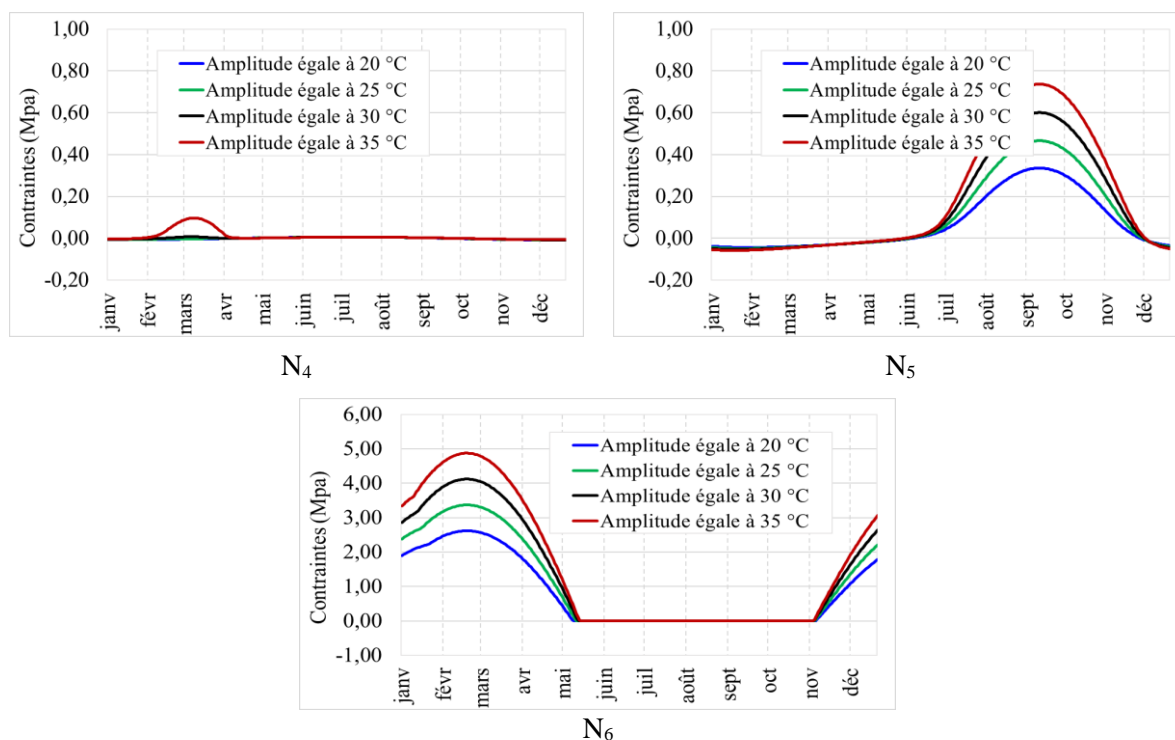


Figure III.33 : Evolutions des contraintes à divers points du barrage de Tichy Haf

Bien que les contraintes thermiques restent admissibles dans les barrages poids, il ne faut pas négliger l'effet des températures élevées sur les réactions alcali agrégat et la possibilité de formation de gel dans les pores du béton.

III.7 Evaluation de l'étude thermique par la méthode des éléments finis

L'analyse des contraintes thermiques est très compliquée. Il est plus complexe d'analyser les contraintes thermiques que les contraintes causées par la poussée hydrostatique et le poids. Ces difficultés sont liées principalement au calcul de la température du béton.

Nous avons comparé les températures obtenues par la méthode des éléments finis et ceux simulés par le modèle analytique développé par (Santillán et al., 2015), aux positions des thermocouples installés.

Même si la méthode des éléments finis détecte mieux les températures extrêmes, les résultats montrent que les performances du modèle analytique sont légèrement meilleures que celles de celui des éléments finis, dont le RMSE est 0,61 et 0,29 par rapport à 0,88 et 0,96 pour respectivement les thermocouples 250-01-UP et 250-01-DW.

Tableau III.8 : Performance du modèle numérique et du modèle analytique (RMSE) en °C

Thermomètre	Modèle analytique	Modèle d'éléments finis
250-01-UP	0,61	0,88
250-01-DW	0,29	0,96

La méthode des éléments finis (MEF) elle est fondée sur un certain nombre d'hypothèses qui diminuent leurs performances :

- Les simplifications apportées à la géométrie et les conditions aux limites. Plus la géométrie de la structure est complexe plus il est difficile de reproduire son comportement avec précision.
- Les caractéristiques des matériaux liées au comportement structurel et l'évolution thermique des barrages en béton sont toujours limitées (Lombardi et *al.*, 2008).

Certains paramètres physiques pour la surveillance de la sécurité des barrages, telles que les sous-pressions et les infiltrations dans les barrages en béton, ne peuvent pas être prédits avec suffisamment de précision par les modèles numériques (Salazar et *al.*, 2015)

La méthode des éléments finis est convenable pendant les premières années de la vie de l'ouvrage, quand on ne dispose pas suffisamment de données pour créer des modèles prédictifs basés sur l'analyse des données.

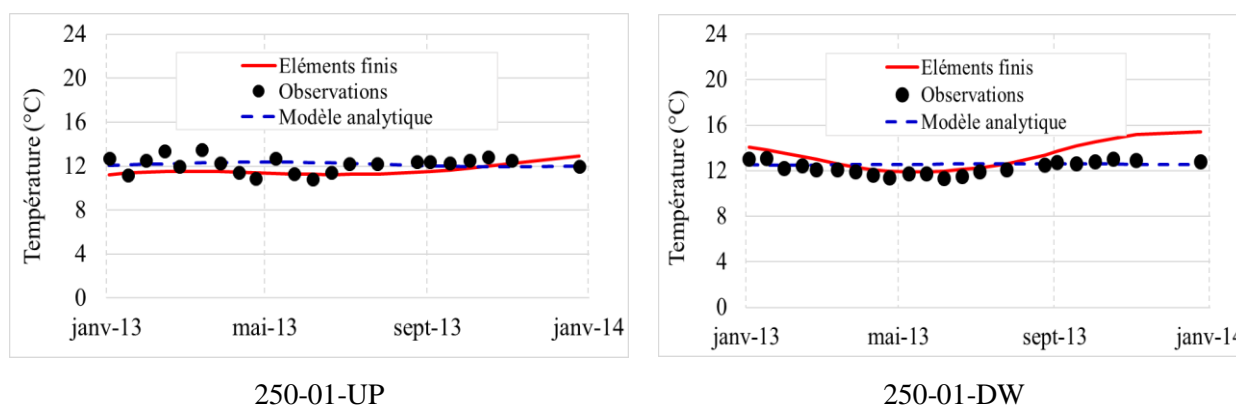


Figure III.34 : Comparaison entre les températures du béton simulées par la méthode des éléments finis et la méthode analytique

III.8 Conclusion

Nous avons étudié, dans ledit chapitre, le comportement thermomécanique du plot central du barrage de Tichy Haf sous l'effet des conditions climatiques en utilisant la technique des éléments finis. L'algorithme adopté est modélisé par le logiciel puissant ABAQUS.

Les indices des performances ont montré que le programme ABAQUS a la capacité de modéliser le transfert de chaleur dans le corps du barrage avec une haute précision. Nous avons pendant l'année évalué séparément, l'état des contraintes pour différentes situations, sous l'effet de :

- Toutes les variables climatiques.
- La radiation solaire.
- La température de l'eau.

- Charges dues au poids propre, à la poussée hydrostatique et aux charges thermiques externes.

Les résultats de la simulation révèlent que :

- Les contraintes thermiques sont élevées dans les zones proches du parement aval par rapport au centre de la digue où les contraintes varient dans un faible intervalle. Toutefois, ces contraintes restent modérées et l'ouvrage se comporte en toute sécurité dans des conditions de service normales.
- La radiation solaire et la température de l'air contribuent à la réponse thermomécanique du barrage plus que la température de l'eau
- Contrairement aux barrages voûtes où les fissures se manifestent en aval pour des températures élevées, la surface du parement aval d'un barrage poids se fissure pour des périodes de froid extrême.
- Pour des températures inférieures à $-8\text{ }^{\circ}\text{C}$, la sécurité des barrages poids peut être affectée.

La disponibilité des données d'auscultation d'une part et les difficultés que représentent les modèles basés sur la méthode des éléments finis en matière d'économie et de calage des paramètres d'autre part favorise l'utilisation des modèles statistiques pour l'analyse du comportement thermique des barrages. Ils peuvent être couplés avec les modèles numériques afin de faciliter la prise de décision. Pour cela, un modèle hybride pour la prédiction des déformations thermiques sera développé dans le prochain chapitre.

Chapitre IV

*Prédiction des déformations
thermiques via des algorithmes
d'apprentissage automatique*

CHAPITRE IV

PRÉDICTION DES DÉFORMATIONS THERMIQUES VIA DES ALGORITHMES D'APPRENTISSAGE AUTOMATIQUE

Introduction

Souvent, les déformations thermiques dans un barrage en béton sont évaluées par l'analyse des déplacements de la digue mesurés par les ingénieurs ou par lecture automatique. Cette opération est établie par des modèles statistiques ; les modèles : HST « *Hydrostatic-Season-Time* » et HTT « *Hydrostatic-Temperature-Time* » sont les plus utilisés et les plus acceptés par les gestionnaires vu leur simplicité et la précision des prédictions qu'ils fournissent. Néanmoins, ces modèles présentent certains nombres d'incertitudes, en plus, ils sont fondés sur des hypothèses concernant la composante thermique.

Dans ce chapitre, nous présentons un nouveau modèle basé sur la technique de la forêt aléatoire pour l'estimation des déplacements thermiques à partir de la température du béton. D'abord, nous avons essayé d'identifier les limites des modèles traditionnels. Par la suite, à partir de la méthodologie proposée dans le deuxième chapitre, le champ thermique est calculé par un modèle des différences finies (MDF), les résultats servent comme une composante thermique du modèle proposé. Enfin, les performances du nouveau modèle sont testées et comparées aux résultats de prédictions classiques, obtenus sur l'étude des déformations du barrage de Tichy Haf.

IV.2 Evaluation des déplacements thermiques par les modèles classiques

Les modèles statistiques HST et HTT, sont préconisés pour estimer les déplacements pour quatre pendules installés dans le barrage de Tichy Haf. Les positions des pendules, P₁ à P₄, sont illustrées à la figure III.3 et répertoriées au tableau IV.1.

Disposant d'un nombre total de 128 observations pour chaque pendule dont la période d'observation s'étend de janvier 2012 à juillet 2014. Nous utilisons les données de janvier 2012 à juillet 2013 (80 observations) pour calibrer les modèles, tandis que les autres observations sont utilisées pour l'évaluation des performances.

Tableau IV.1 : Position des pendules dans la digue de Tichy Haf

Pendule	Plot	Hauteur (mNGA)	Épaisseur de la section (m)
P1	3	270	17
P2	1	250	27
P3	8	270	17
P4	8	250	27

La variation du niveau durant la période de janvier 2012 à juillet 2014 illustrée sur la figure IV.1 montre que le niveau de la retenue du barrage est caractérisé par une faible variation

annuelle d'environ 5 m. Le niveau maximal qu'atteint le plan d'eau correspond à la côte 294,78 mNGA, alors que le niveau minimal est à la côte 289,66 mNGA.

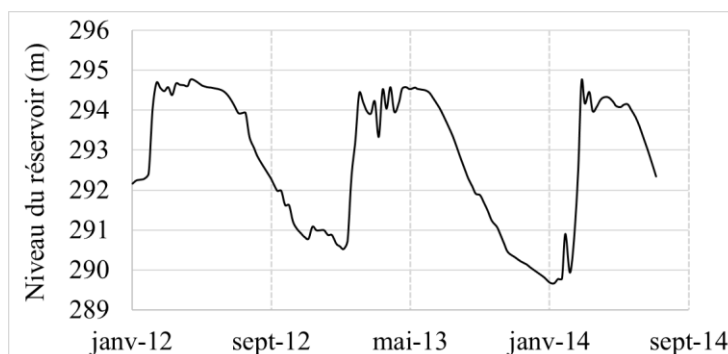


Figure IV.1 : Variation du niveau de la retenue

Les coefficients de régression des modèles HTT et HST sont estimés à l'aide d'un algorithme de régression pas à pas " *Stepwise regression* ". L'approche de régression pas à pas est utile, car elle réduit le nombre de prédicteurs, le problème de multi colinéarité et constitue l'un des moyens de résoudre le surajustement. L'algorithme de régression pas à pas est capable de traiter un grand nombre de prédicteurs par une sélection, ou élimination, via une série de test du F, appelé test de Fisher, ou le test-t de Student (Fuqiang et al., 2015).

Sélection en avant : Consiste à partir d'un modèle vide sans aucune variable d'entrée, mais avec une constante, puis on ajoute les variables qui améliorent le mieux le modèle une par une jusqu'à ce qu'aucune variable ajoutée ne puisse améliorer de manière significative le modèle. Cette approche est basée sur un critère de sélection de variables présélectionnées ou par défaut

Élimination en arrière : est une approche qui commence par un modèle avec toutes les variables d'entrée prédictives, puis on supprime les variables qui améliorent le moins le modèle une par une afin de trouver un modèle réduit expliquant le mieux les données

Comme la taille de l'échantillon est plus au moins courte et pour éviter les problèmes de surapprentissage, nous avons procédé à une opération de validation croisée pour les deux modèles. La validation croisée est une procédure de rééchantillonnage utilisée pour évaluer des modèles d'apprentissage automatique sur un échantillon de données limité. C'est-à-dire d'utiliser un échantillon limité pour estimer comment le modèle devrait fonctionner en général lorsqu'il est utilisé pour faire des prédictions sur des données non utilisées pendant la formation du modèle.

L'échantillon d'origine est divisé de manière aléatoire en cinq sous-échantillons de taille égale, sur les cinq sous-échantillons, un seul sous-échantillon est retenu en tant que données de validation permettant de tester le modèle, et les quatre autres sous-échantillons sont utilisés en tant que données d'apprentissage.

Le processus de validation croisée est ensuite répété cinq fois, avec chacun des cinq sous-échantillons utilisés exactement une fois comme données pour validation. Les cinq résultats peuvent ensuite être moyennés pour produire une seule estimation. L'avantage de cette méthode par rapport au sous-échantillonnage aléatoire répété est que toutes les observations

sont utilisées à la fois pour la formation et la validation, et chaque observation est utilisée pour la validation exactement une fois.

IV.2.1 Modèle HST (Hydrostatique - Saison-Temps)

Les valeurs des coefficients de régression pour le modèle HST sont exprimées par l'équation (I.33), ainsi que leurs statistiques pour les quatre pendules sont répertoriées dans le tableau IV.2. L'absence de valeurs de coefficients indique que l'algorithme a éliminé le prédicteur correspondant.

Tableau IV.2 : Coefficients de Régression du modèle HST

Pendule		P1	P2	P3	P4
Coefficients	a ₀	1.238	2.328	1.977	2.446
	a ₁	6.023	/	/	14.086
	a ₂	/	/	/	/
	a ₃	/	/	/	/
	a ₄	/	/	/	/
	a ₅	-1.379	-1.527	-1.257	-1.595
	a ₆	-1.656	-2.889	-2.008	-2.427
	a ₇	/	/	0.00019	/
	a ₈	0.1087	/	/	0.1486
	a ₉	0.0007	0.00036	/	/
Statistiques	F-statistique	876	1680	1230	1280
	p- value	2.08E-78	3.25E-127	5E-116	4.12E-126

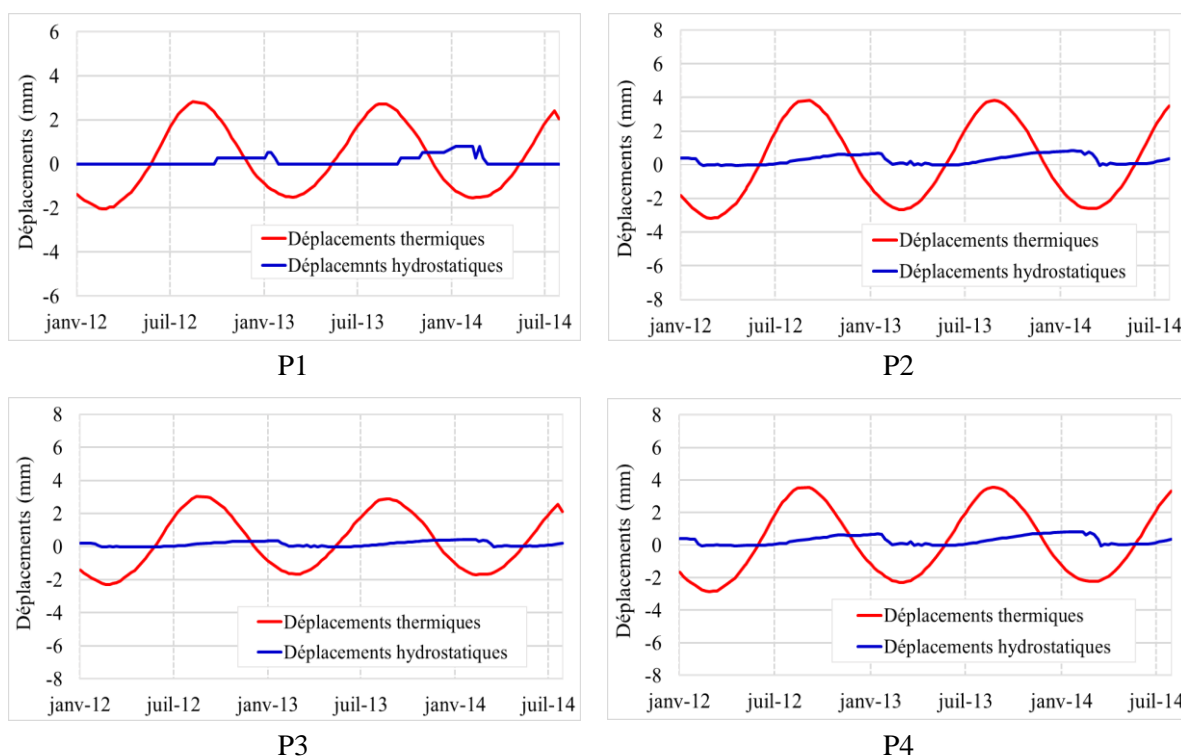


Figure IV.2 : Déplacements thermiques et hydrostatiques prédits par le modèle HST

Les coefficients a_1 , a_2 , a_3 et a_4 caractérisent les déplacements hydrostatiques, les coefficients de a_5 à a_8 décrivent les déplacements thermiques, alors que le reste des coefficients représente les composantes irréversibles.

La prédiction des déformations thermiques par le modèle HST ne requière aucune donnée réelle de la température de l'air ou du béton. Selon la figure IV.2, le modèle HST prédit des déformations thermiques harmoniques similaires pour les 4 pendules, situés à des endroits et hauteurs différents dans la digue. Par contre, le champ thermique dans le barrage n'est pas homogène en raison de la distribution non uniforme de la température à l'aval du barrage et la fluctuation de la température du béton à l'amont suivant la hauteur suite à la stratification thermique dans la retenue.

La figure IV.3 permet de constater que les déplacements thermiques estimés par le modèle HST pour le pendule P1 suivent une fonction sinusoïdale périodique qui ne tient pas compte des températures équivalentes extrêmes durant la période d'analyse. L'année 2012 est plus chaude que les années 2013 et 2014, alors que les déplacements thermiques prédits par le modèle HST en 2012 sont identiques à ceux prédits en 2013 et 2014, ce qui est loin de la réalité et peut affaiblir le sens physique des résultats.

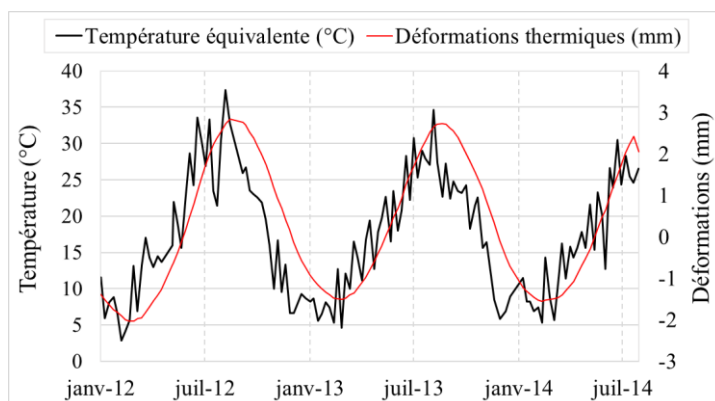


Figure IV.3 : Variation de la température équivalente et des déplacements thermiques au niveau de la section P1 simulés par le modèle HST

Malgré que le modèle HST fournisse des résultats acceptables, considérer une fonction saisonnière harmonique pour simuler les déplacements thermiques, néglige l'effet des conditions climatiques sur la température du béton. Cette dernière apparait comme un facteur important dans la surveillance des barrages pendant la période d'exploitation, notamment dans les cas extrêmes.

Des gradients thermiques substantiels dans la génération des fissures au sein de la structure se forment pendant les périodes de canicule en été ou vague de froids prolongées. Prédire les déformations par un modèle qui tient compte la température du béton sera plus raisonnables.

IV.2.2 Modèle HTT(Hydrostatique-Température-Temps)

Pour surmonter les contraintes présentées par le modèle HST, le modèle HTT peut être une bonne alternative, car il considère la température du béton. De ce fait, nous calculons les

déformations au niveau des sections horizontales du barrage par ce modèle. En premier lieu, et pour déterminer les déplacements thermiques, la température moyenne T_m et la température linéaire T_g sont calculées pour chaque section considérée à partir des mesures des thermomètres installés au niveau de cette section. A cet effet, le code TADAM a été utilisé, il s'agit d'un programme libre destiné à la recherche, développé par (Léger, Leclerc, 2007) de l'école Polytechnique de Montréal. Ce code de calcul permet de générer le champ thermique en mode unidimensionnel pour des sections horizontales du barrage.

La température du béton est calculée en se basant sur la méthode analytique de Stucky and Derron, discutée en détail dans le premier chapitre. En plus du calcul thermique, TADAM permet d'estimer les déformations et les contraintes thermiques.

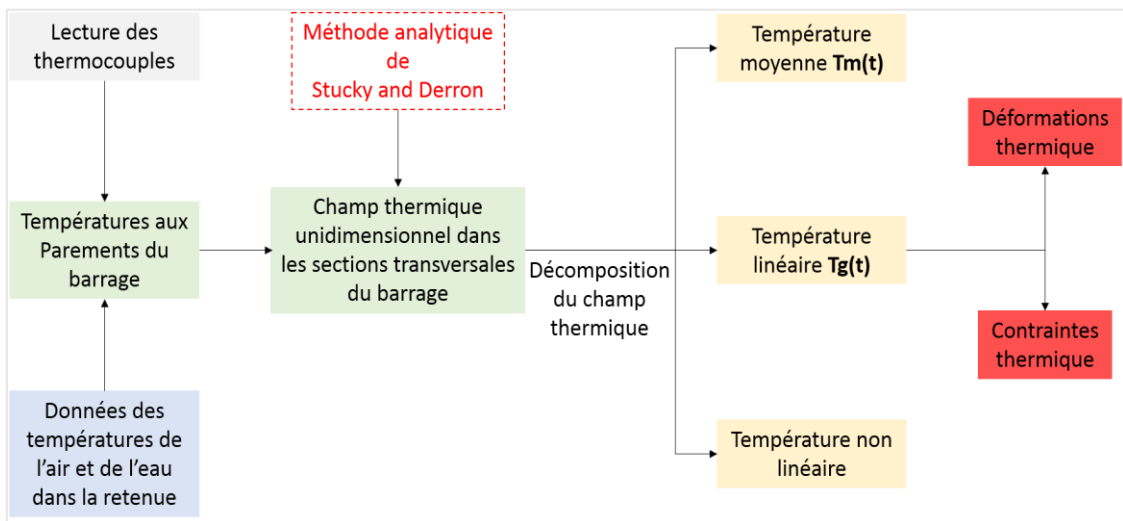


Figure IV.4 : Organigramme de fonctionnement de logiciel TADAM

Le champ thermique est estimé par deux étapes, analyses inverse et directe : la première consiste à extrapoler les mesures de température enregistrées par les thermomètres afin de déterminer les températures aux parements, qui sont dans ce cas les extrémités de la section étudiée. Dans la deuxième étape, nous estimons le champ thermique dans les sections du barrage par interpolation des températures des parements définie par les conditions aux limites imposées.

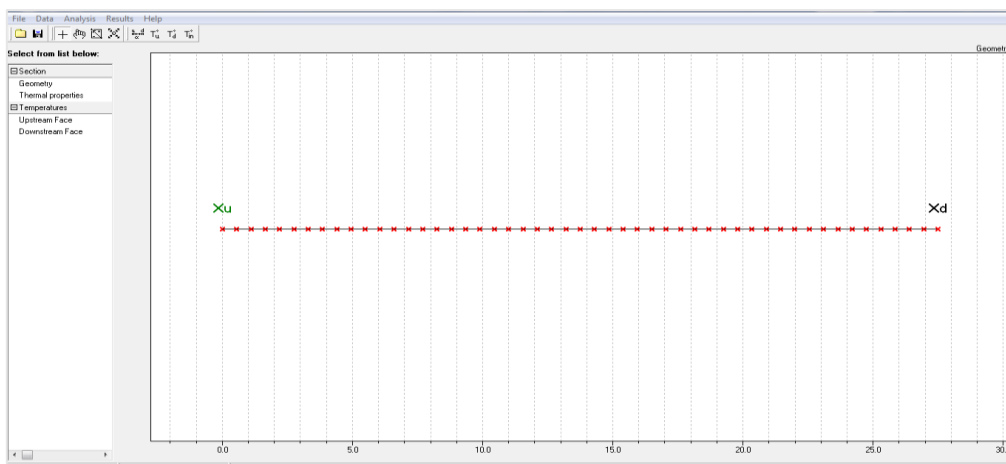


Figure IV.5 : Interface du programme TADAM

Une fois que le champ thermique est connu, les températures moyennes et linéaires sont calculées en se basant sur les équations I.36 et I.37. Les résultats de calcul de la température moyenne et linéaire par TADAM sont présentés dans les figures IV.6 et IV.7. Notons que la température de référence est prise égale à la température moyenne annuelle du béton 15,45 °C.

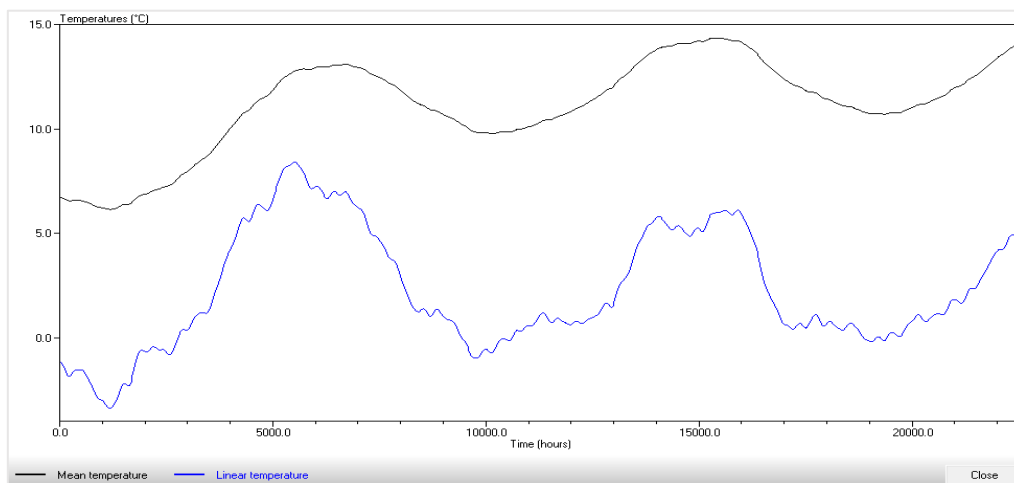


Figure IV.6: Température moyenne et linéaire pour les sections horizontales d'épaisseur 17 m

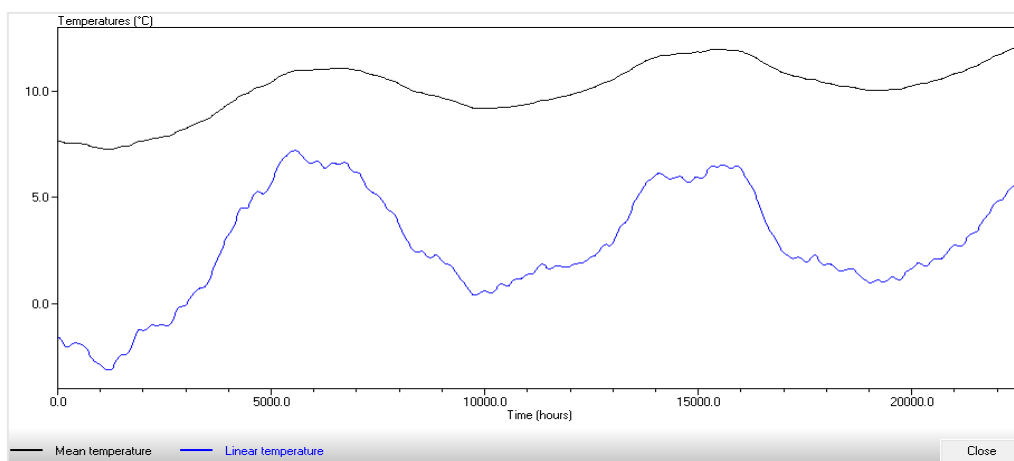


Figure IV.7: Température moyenne et linéaire pour les sections horizontales d'épaisseur 27 m

Les valeurs des coefficients du modèle HTT déterminées durant la phase d'apprentissage par la régression pas à pas ainsi que les statistiques de calcul sont mentionnées dans le tableau IV.3. Les déplacements thermiques sont définis par les coefficients a_6 et a_7 . La figure IV.8 représente les résultats de la prédiction des déplacements thermiques et hydrostatiques par le modèle HTT.

Tableau IV.3: Coefficients de Régression du modèle HTT

Pendule		P1	P2	P3	P4
Coefficients	a0	-5.635	-17.20	-4.776	-14.938
	a1	-19.43	/	/	/
	a2	/	/	/	/
	a3	3194.7	/	/	/
	a4	/	/	/	/
	a5	0.518	1.473	0.477	1.307
	a6	0.882	/	1.195	/
	a7	/	/	/	/
	a8	0.00069	/	/	/
Statistiques	F-statistique	966	5240	1520	3090
	p- value	3.79E-79	8.81E-77	5.59E-74	6.85E-76

Le modèle HTT prévoit que la variation thermique entraîne une augmentation des déplacements d'environ 5 mm en hiver et de 10 mm en été, alors que les estimations du modèle HST sont de 4 mm en été. De plus, cette valeur varie d'une année à l'autre dans l'approche HTT puisqu'elle traite des données thermiques réelles, alors que l'amplitude annuelle du mouvement thermique est fixée pour toutes les années prédites dans le modèle HST.

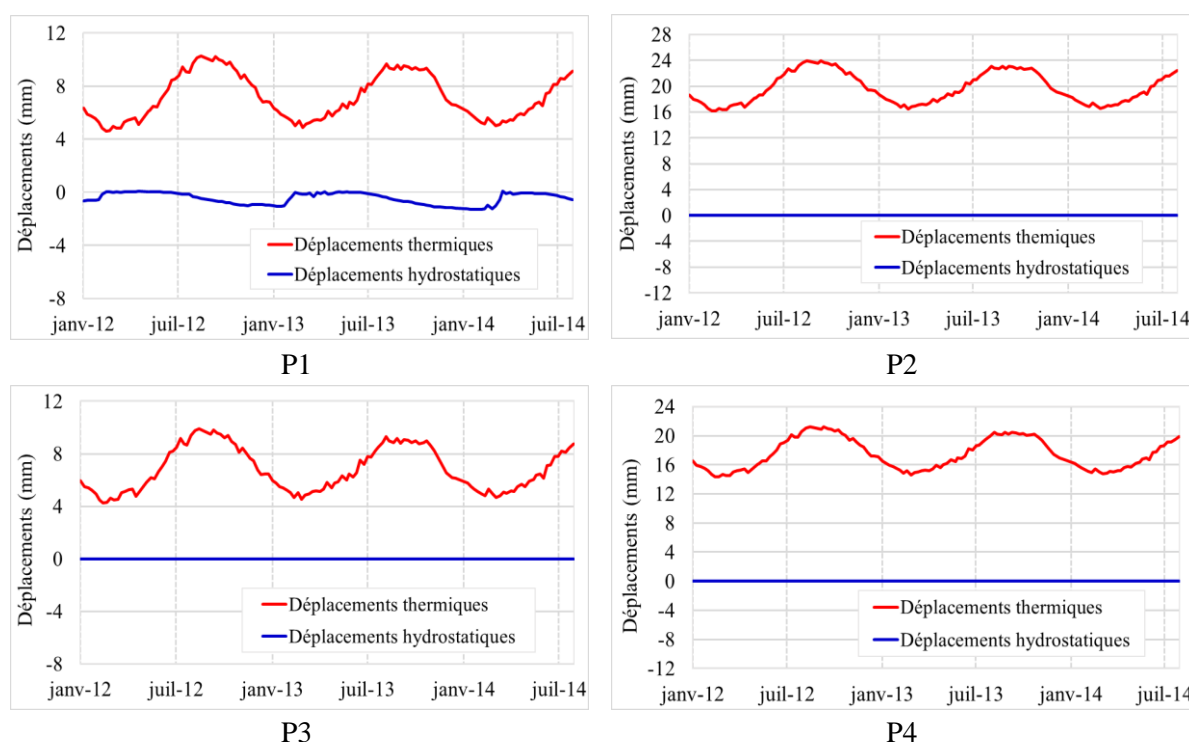


Figure IV.8 : Déplacements thermiques et hydrostatiques prédits par le modèle HTT

Les performances du modèle HTT sont meilleures que l'approche HST, ce qui peut s'expliquer par la qualité des variables d'entrée thermique. Le modèle HTT est plus susceptible aux variations de la température ambiante. Les déformations thermiques du modèle HTT sont calculées à l'aide d'un modèle thermique précis, tandis que le modèle HST suppose que la température du béton évolue suivant une fonction saisonnière et ne tient pas compte de

l'évolution thermique réelle. Ce qui présente une amélioration importante dans la qualité des résultats obtenus pour les chercheurs et les gestionnaires.

Les déplacements hydrostatiques sont presque nuls dans les deux modèles en raison de la faible variation du niveau de l'eau au cours de la période analysée. Par conséquent, la plupart des effets hydrostatiques sont inclus dans le terme constant, a_0 .

Nous évaluons la qualité des prévisions aux quatre pendules par les deux modèles au moyen de l'erreur quadratique moyenne (RMSE), de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) et de l'erreur absolue moyenne (MAE). Le tableau IV.4 présente la valeur des indicateurs d'erreur. La comparaison entre les modèles HST et HTT en mesurant les indices de performance statistiques montre que le modèle HTT donne des résultats meilleurs pour les pendules P_1 , P_2 et P_3 avec un RMSE et MAE réduit par rapport au modèle HST.

Nous remarquerons aussi, que le modèle HTT est mieux performant pour les données du pendule P_1 avec un RMSE et MAE respectivement égaux à 0,2799 et 0,2130 mm. Toutefois, l'utilisation de la régression linéaire représente elle-même un inconvénient.

Tableau IV.4 : Performance des modèles HST et HTT

Pendule	Modèle	MSE (mm)	RMSE (mm)	MAE (mm)
P_1	HST	0.1193	0.3455	0.2702
	HTT	0.0784	0.2799	0.2130
P_2	HST	0.2060	0.4539	0.3586
	HTT	0.1579	0.3974	0.2886
P_3	HST	0.1254	0.3542	0.2820
	HTT	0.0922	0.3037	0.2313
P_4	HST	0.1943	0.4407	0.3311
	HTT	0.2066	0.4545	0.3317

Le comportement thermomécanique dans un barrage en béton est un phénomène dont les relations entre la température du béton, et les déformations générées sont non linéaires. Par conséquent, un modèle basé sur la technique de régression linéaire est incapable de simuler les déplacements thermiques avec exactitude.

Les limites présentées par les modèles traditionnels laissent une marge pour des améliorations possibles qui donne plus de crédibilité aux résultats. Trouver un modèle numérique capable de simuler les déplacements d'un barrage en béton, et en plus d'être simple et efficace, il peut remédier les problèmes cités dans le paragraphe précédent est notre but dans ce chapitre.

Le développement du domaine de l'intelligence artificielle nous a poussé à proposer un modèle basé sur une des techniques de ce domaine : la technique de la forêt aléatoire. Avoir des résultats plus précis et proches de la réalité avec possibilité d'une interprétation rationnelle des prédictions et identifier les composantes les plus contributives aux déformations étaient les principaux critères fixés pour la conception du modèle.

IV.3 Approche par modèle prédictif RFR (*Random Forest Regression*)

IV.3.1 Structure du modèle d'apprentissage forêts aléatoires

Nous proposons une méthodologie pour estimer les déplacements dans un barrage en béton à travers en modèle hybride. Le modèle proposé essaye d'estimer les déplacements en considérant les effets de la température du béton, la poussée hydrostatique ainsi que le vieillissement de la structure. La nature hybride vient de la méthode numérique adoptée pour calculer le champ thermique dans les sections transversales du barrage, tandis que la nature statistique découle de l'utilisation de la méthode de la forêt aléatoire pour estimer les déplacements.

L'amélioration principale que nous voulons apporter par le nouveau modèle réside dans l'estimation des déformations thermiques. Nous employons un modèle unidimensionnel basé sur la méthode des différences finies (Agullo et al., 1996; Santillán et al., 2015b) qui prend en compte les phénomènes de convection avec l'air ambiant et de rayonnement à ondes longues, il considère aussi l'effet du rayonnement solaire, l'ombre, la température de l'eau, l'effet de refroidissement nocturne et le refroidissement par évaporation.

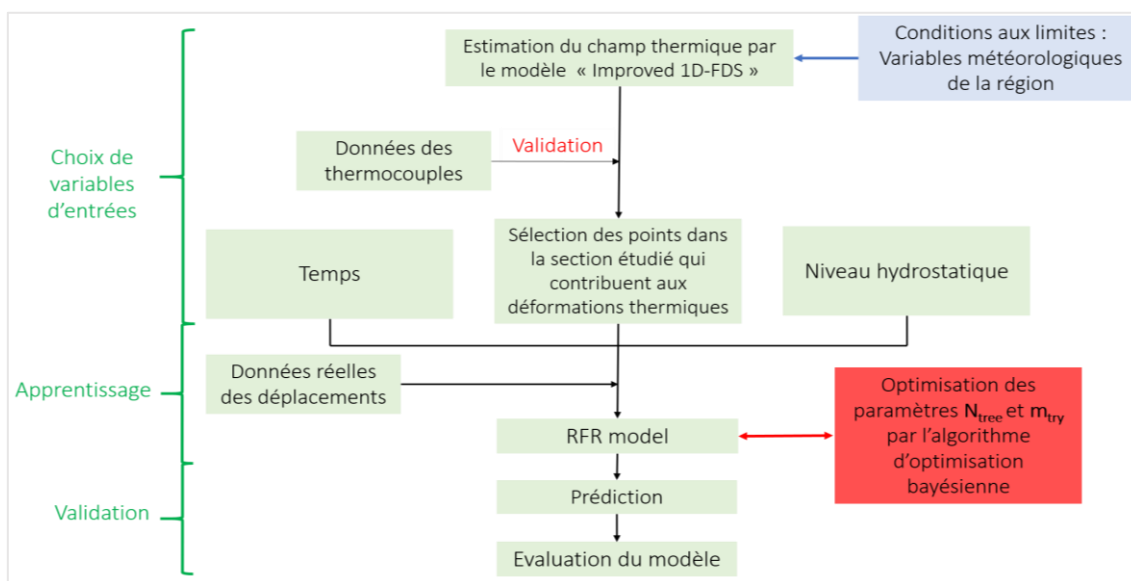


Figure IV.9 : Méthodologie suivie pour évaluer les déformations par la technique de la forêt aléatoire

Le champ thermique est estimé par un modèle numérique basé sur la méthode des différences finies où les conditions aux limites sont estimées par la méthodologie présentée dans le deuxième chapitre. Cela permettra de connaître la température à chaque point de la section étudiée. Les mesures enregistrées par les thermomètres installés dans les sections étudiées sont utilisées pour valider le calcul thermique. Après une analyse approfondie du champ thermique, nous avons choisi les points dans chaque section qui contribuent le plus aux déformations thermiques.

Les paramètres du modèle sont fixés par un algorithme d'optimisation, les valeurs qui fournissent des résultats avec le plus faible *RMSE* sont adoptés. Enfin, la performance du modèle est évaluée en comparant les prédictions avec les données réelles du barrage de Tichy Haf. La figure IV.9 regroupe les différentes étapes suivies pour évaluer les déplacements par le modèle de la forêt aléatoire, appelé le modèle « RFR ».

Dans les sections suivantes, nous modélisons les déplacements thermiques. Ensuite, nous décrivons les résultats de notre modèle RFR et comparons ses compétences et ses performances en matière de prévision par rapport aux données enregistrées et à d'autres modèles.

Contrairement aux modèles HST, qui ne nécessite pas des mesures réelles de la température de l'air ou du béton et la simule sous forme de fonction sinusoïdale et harmonique d'une période d'un an, et le modèle HTT qui se base sur les mesures des thermocouples, qui sont souvent à un nombre insuffisant ou mal placés, pour générer le champ thermique sur la base des formules analytiques. Et vu les nouveaux modèles d'apprentissage automatique qui cherchent plus à améliorer la précision des estimations plus qu'analyser les mécanismes du phénomène et la contribution des différentes variables aux déplacements, de plus, la plupart de ces modèles tiennent compte seulement de la température de l'air pour modéliser les déplacements thermiques. Une telle approche qui ne tient pas compte de la réalité du problème.

Dans l'optique de corriger les limites des modèles statistiques classiques et donner une importance particulière aux déformations thermiques pendant la vie d'un barrage en béton. Les déplacements thermiques dans le modèle proposé sont estimés à partir d'une approche déterministe. Nous déterminons la température du béton avec un modèle thermique unidimensionnel suivant plusieurs sections transversales dans le barrage où nous voulons évaluer les déplacements.

IV.3.2 Evaluation des déformations thermiques

IV.3.2.1 Estimation du champ thermique

Le champ thermique est calculé avec un modèle déterministe unidimensionnel « *Improved 1D-FDS* » proposé par (Agullo et al., 1996) et amélioré par (Santillán et al., 2015). Le modèle résout l'équation de transfert de chaleur par la méthode des différences finies dans des sections horizontales unidimensionnelles de dimensions finies qui s'étendent du parement amont vers le parement aval. Seulement le transfert de chaleur dans une seule direction est considéré par ce modèle, donc le transfert de chaleur dans la direction perpendiculaire au domaine d'étude est nul.

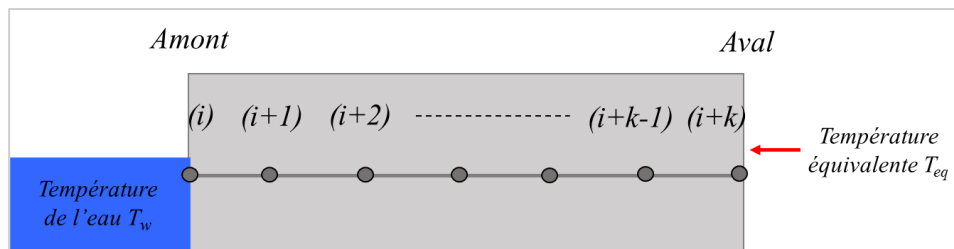


Figure IV.10 : Schéma de la discrétisation d'une section d'un barrage pour le modèle de différences finies

Le modèle proposé considère uniquement la transmission de chaleur dans une direction, définie par le domaine linéaire considéré. Cela implique de supposer que la transmission de chaleur dans les directions contenues dans un plan perpendiculaire au domaine en question est nulle. Les sections des barrages choisis sont considérées comme un domaine d'étude d'une épaisseur e , discrétisé à un nombre n des nœuds distancés entre eux avec un pas e/n nommé Δx . Le premier nœud i est situé à la surface amont alors que le dernier nœud $i+n$ est situé à la surface aval.

IV.3.1.1 Conditions aux limites

Une bonne analyse thermique d'un barrage en béton ne dépend pas seulement de la méthode choisie pour l'estimation du champ thermique, mais également à la bonne simulation de l'interaction du barrage avec l'environnement qui l'entoure. Qualifiées comme des conditions aux limites dans les modèles numériques.

Une fois que l'intensité de la radiation solaire I est appréciée, le flux de chaleur journalier q_s est calculé selon l'équation (II.11). Par la méthode d'essai erreur, le coefficient d'absorptivité du béton est fixé à 0,5. Le flux chaleur totale q sera la somme des différents flux décrits auparavant :

La balance des flux de chaleur peut être exprimée sous forme de température équivalente, exprimée par l'équation expliquée dans la section (II.3.2). La variation des températures dues à la radiation solaire T_s , refroidissement nocturne T_{nc} , et l'évaporation d'eaux de pluies présente sur les parements T_{ev} sont présentés dans la figure II.23. Les étapes suivies pour calculer le champ thermique sont comme suit :

- Déterminer les conditions aux limites sous forme d'une température équivalente.
- Définir la température initiale du béton dans les sections du barrage analysé.
- Estimer l'évolution du champ thermique aux différentes sections durant la période d'études.
- Comparer les résultats obtenus aux températures enregistrées par les thermomètres installés.

IV.3.2.2 Conditions initiales

L'étude thermique d'un barrage par un modèle numérique dépend fortement de l'état initial du domaine étudié, c'est pourquoi il est primordial de bien estimer avec exactitude le champ thermique initial du barrage au début de l'étude.

Il s'agit de calculer les températures aux nœuds du domaine discrétisé en appliquant les conditions aux limites des 365 jours qui viennent juste avant la période d'étude considérée.

Cette opération est répétée d'une manière périodique. À chaque fois que les conditions aux limites sont répétées, le champ thermique obtenu avant est considéré comme température initiale pour la nouvelle étape. Quand la température aux nœuds devient stable, signifiant ainsi que la convergence est atteinte, elle peut être utilisée comme température initiale de l'étude thermique.

Au début, la température initiale du béton est supposée égale à 9 °C et le modèle est répété plusieurs années avec les charges thermiques de l'année 2011 jusqu'à ce que l'état d'équilibre soit atteint. La convergence est atteinte à la 8^{ème} année.

IV.3.2.3 Validation du calcul thermique

Une fois que les températures initiales du béton sont calculées, l'évolution de la température pour les années 2012, 2013 et 2014 est déterminée. L'erreur moyenne quadratique (RMSE) en comparaison des résultats obtenus avec les enregistrements des thermocouples installés est mentionnée dans le tableau IV.5. L'emplacement de chaque thermomètre dans la digue est indiqué dans l'annexe III.

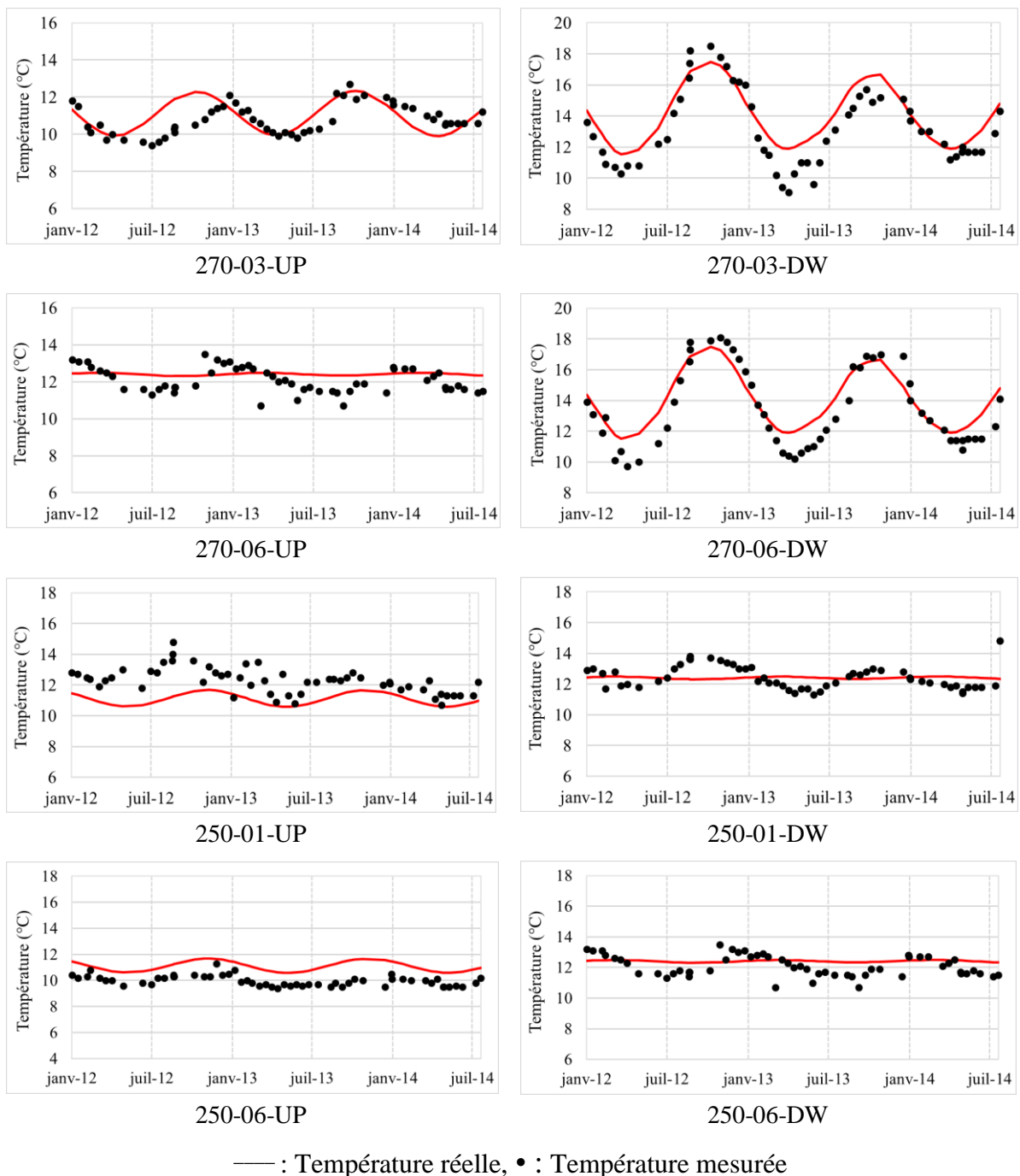


Figure IV.11 : Températures du béton simulées et enregistrées sur huit thermomètres

Tableau IV.5: Performance du calcul thermique par le model « *Improved 1D-FDS* »

Thermocouple	RMSE (°C)	Thermocouple	RMSE (°C)
270-03-UP	0.8	250-01-UP	1.4
270-03-DW	1.2	250-01-DW	0.8
270-06-UP	0.8	250-06-UP	1.1
270-06-DW	1.1	250-06-DW	0.7

IV.3.3 Choix des températures du béton contribuant aux déplacements

Les résultats thermiques obtenus révèlent que l'évolution du champ thermique n'est pas uniforme le long des sections simulées. Nous représentons les températures maximales et minimales du béton le long des sections transversales étudiées pendant la période analysée dans la Figure IV.12.

Suivant l'évolution du champ thermique calculé par « *1D- FFDS model* », les sections du barrage sont divisées en trois segments : nous remarquons que la température du béton varie au cours de l'année sur deux segments de longueur de 5 mètres, un de l'amont vers le centre de la section, appelé X_{am} , et le deuxième du parement aval au centre du barrage, appelé X_{av} . La température reste presque constante au centre de la section.

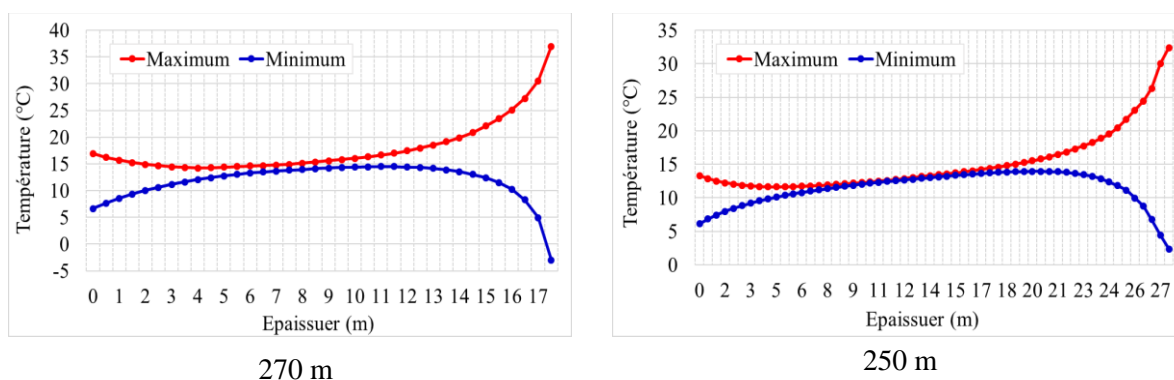


Figure IV.12 : Températures maximales et minimales le long des sections transversales situées respectivement aux hauteurs 270 mNGA et 250 mNGA

En allant des extrémités de la section, qui représentent les surfaces du barrage, vers le centre l'amplitude de la variation de la température diminue. Autrement dit, les zones du barrage proches à la surface sont plus sensibles aux variations des conditions climatiques.

La variation du gradient thermique dans les 3 segments est présentée dans la figure IV.13. L'écart de température est maximal sur les surfaces du barrage puis il décroît de façon exponentielle vers le centre.

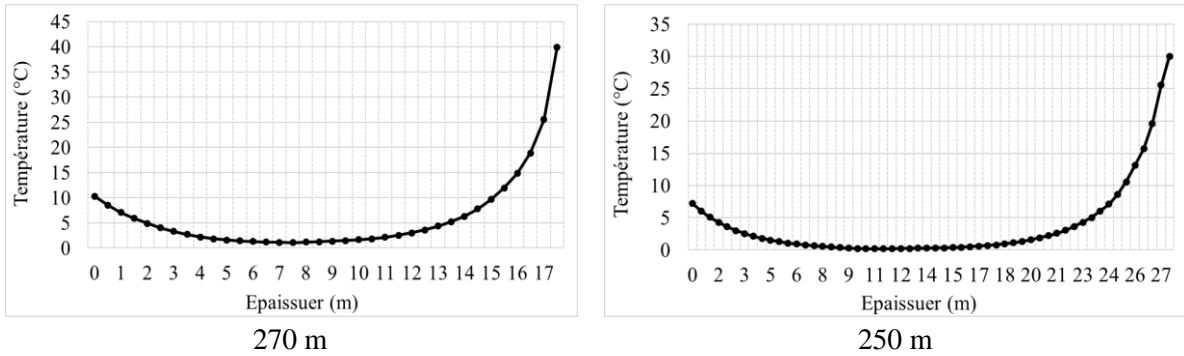


Figure IV.13 : Variation de gradient thermique dans les sections transversales situées respectivement aux hauteurs 270 mNGA et 250 mNGA

De cela, les sections du barrage ne participent pas aux déformations thermiques de la même manière de l'amont vers l'aval. Au centre du barrage, la température est presque constante, par conséquent les déplacements thermiques sont pratiquement nuls. Afin de connaître quel point ou quelle zone participe plus aux déformations thermiques, nous avons procédé à une analyse qui consiste à déterminer la meilleure combinaison des températures du béton qui peuvent décrire les déformations thermiques des sections étudiées avec efficacité en considérant la distribution de la température dans les segments X_{am} et X_{av} .

La description des déformations thermiques par 4 valeurs de température du béton à différents points appartient aux segments X_{am} et X_{av} est fixée comme critère de départ dans l'optique d'éviter de choisir des températures. Ce critère permet d'éviter le choix des températures corrélées. L'opération est répétée plusieurs fois jusqu'à ce qu'une meilleure combinaison soit trouvée. Les températures qui fournissent des résultats avec le plus faible RMSE sont sélectionnées. Les valeurs de m_{try} et N_{tree} sont respectivement prises égales à 2 et 200.

Quatre points simulent le mieux les déformations thermiques du modèle RFR, deux points situés aux parements et les deux autres points sont situés à deux mètres vers l'intérieur de chaque face, comme indiqué dans la figure IV.14.

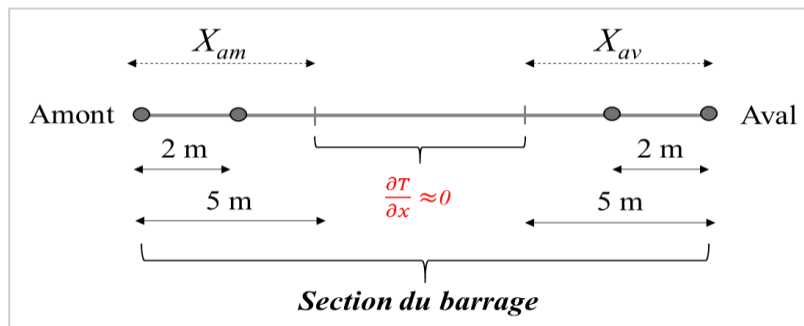


Figure IV.14 : Sélection des températures du béton contribuant aux déformations thermiques

Les bons résultats qu'offre le choix de ces points sont expliqués par leurs capacités à traduire les mécanismes de transfert de chaleur dans le barrage avec succès. Les points situés respectivement aux parements amont et aval considèrent l'effet des conditions climatiques, la

température au premier point est égale à la température de l'eau et à la température équivalente au deuxième point. Les deux autres points présentent la variation de la température moyenne du béton dans les segments T_{xam} et T_{xav} , ce sont les zones qui contribuent aux déformations thermiques. Cette sélection permettra au modèle RFR de capturer le comportement thermique du barrage.

Nous avons estimé les déplacements en quatre sections à différentes hauteurs dans le barrage étudié. En conséquence, le modèle RFR nécessite six entrées :

- La variation journalière du niveau d'eau qui varie entre 294,8 m au-dessus du niveau moyen de la mer et 289,7 m au-dessus du niveau moyen de la mer.
- L'effet du temps, il est estimé de 1 mm pour chaque année depuis la fin de construction du barrage.
- Les températures du béton aux 4 points de la section déterminés par la méthode essai-erreur.

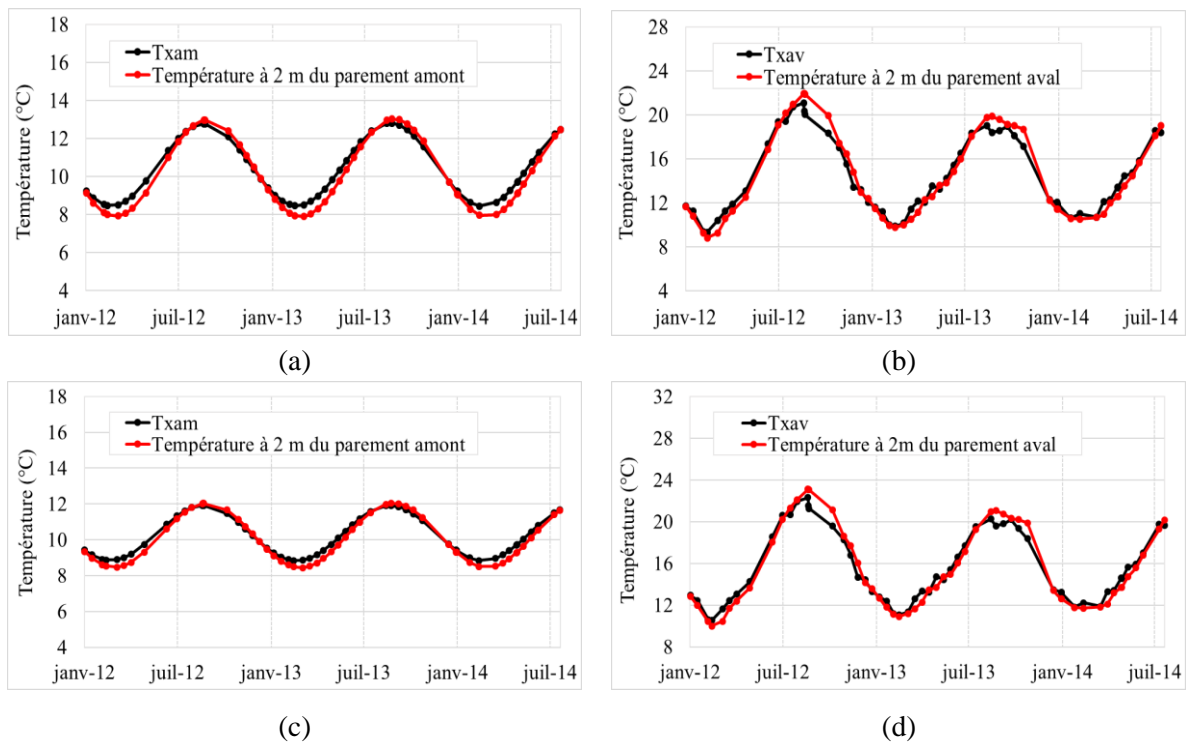


Figure IV.15 : Variation de la température du béton aux points sélectionnés comme des entrées du nouveau modèle RFR : (a) et (b) pour les points situés respectivement en amont et aval de la section situées à la hauteur 270 mNGA, (c) et (d) pour les points situés respectivement en amont et aval de la section situées à la hauteur 250 mNGA

IV.3.4 Optimisation des paramètres N_{tree} et m_{try}

Les algorithmes d'apprentissage automatique nécessitent souvent un réglage minutieux des paramètres de modèle. D'une manière générale, dans les cas de la régression, les valeurs des paramètres m_{try} et N_{tree} sont respectivement : le tiers des variables utilisées comme entrée

du modèle et deux cents. Nous avons testé d'optimiser les valeurs de ces deux paramètres pour une meilleure performance du modèle.

L'optimisation bayésienne offre une approche élégante et s'est révélée plus performante que d'autres algorithmes d'optimisation globale (Snoek et al., 2012). Historiquement, cette approche est introduite par (Kushner, 1964) et développé par (Mockus et al., 1978), (Archetti, Betrò, 1979) et (Mockus et al., 2012), elle est ensuite rendue populaire par (Jones et al., 1998) qui a proposé un algorithme efficace pour l'optimisation des problèmes.

L'algorithme d'optimisation bayésienne tente de minimiser une fonction d'objective d'une manière itérative, les évaluations de fonction objectives sont employées par la suite pour ajuster le modèle. La fonction objective peut-être déterministe ou stochastique, ce qui signifie qu'elle peut renvoyer des résultats différents, ils peuvent être des réels continus, des entiers.

Dans notre cas, pour optimiser le modèle RFR, nous avons considéré l'erreur quadratique comme fonction objective. L'estimation d'erreur *Out-Of-Bag* (OOB) est non biaisée. Ainsi, pour ajuster les paramètres de la technique de la forêt aléatoire, il est préférable d'estimer l'erreur d'ensemble *Out-Of-Bag* au lieu de mettre en œuvre une validation croisée. Définir une fonction objective doit répondre aux exigences suivantes :

- Choisir les paramètres à optimiser comme des inputs.
- Former le modèle de la forêt aléatoire et spécifier les paramètres à ajuster.
- Estimer et renvoyer l'erreur de quantile out-of-bag (OOB).

Calibrer le modèle RFR par un algorithme d'optimisation consiste à trouver le modèle réalisant l'erreur quantile minimale out-of-bag en variant deux paramètres, le nombre d'arbre N_{tree} et le nombre de variable choisis à chaque nœud m_{try} .

Il faut noter que pour une bonne optimisation, il faut tenir compte de la complexité des arbres dans le modèle : trop d'arbres peut conduire à une surestimation mais choisir un petit nombre mène à une sous-estimation. Aussi, le nombre de prédicteurs à échantillonner à chaque nœud varie entre 1 et le nombre total des variables. Les valeurs des N_{tree} et m_{try} qui offre l'erreur minimale sont choisies pour l'apprentissage du notre modèle.

Tableau IV.6 : Optimisation des paramètres du modèle RFR

Pendule	m_{try}	N_{tree}
P1	4	50
P2	2	98
P3	3	82
P4	2	175

Les résultats du processus de calibration sont donnés au tableau IV.6. N_{tree} varie entre 50 et 175 et m_{try} est compris entre 2 et 4. Par exemple pour les données du pendule P3, on aura un modèle avec N_{tree} et m_{try} qui sont respectivement égales à 82 et 3. La figure IV.16 représente les résultats de l'évaluation de la fonction objective en fonction du nombre d'itérations pour les 4 pendules.

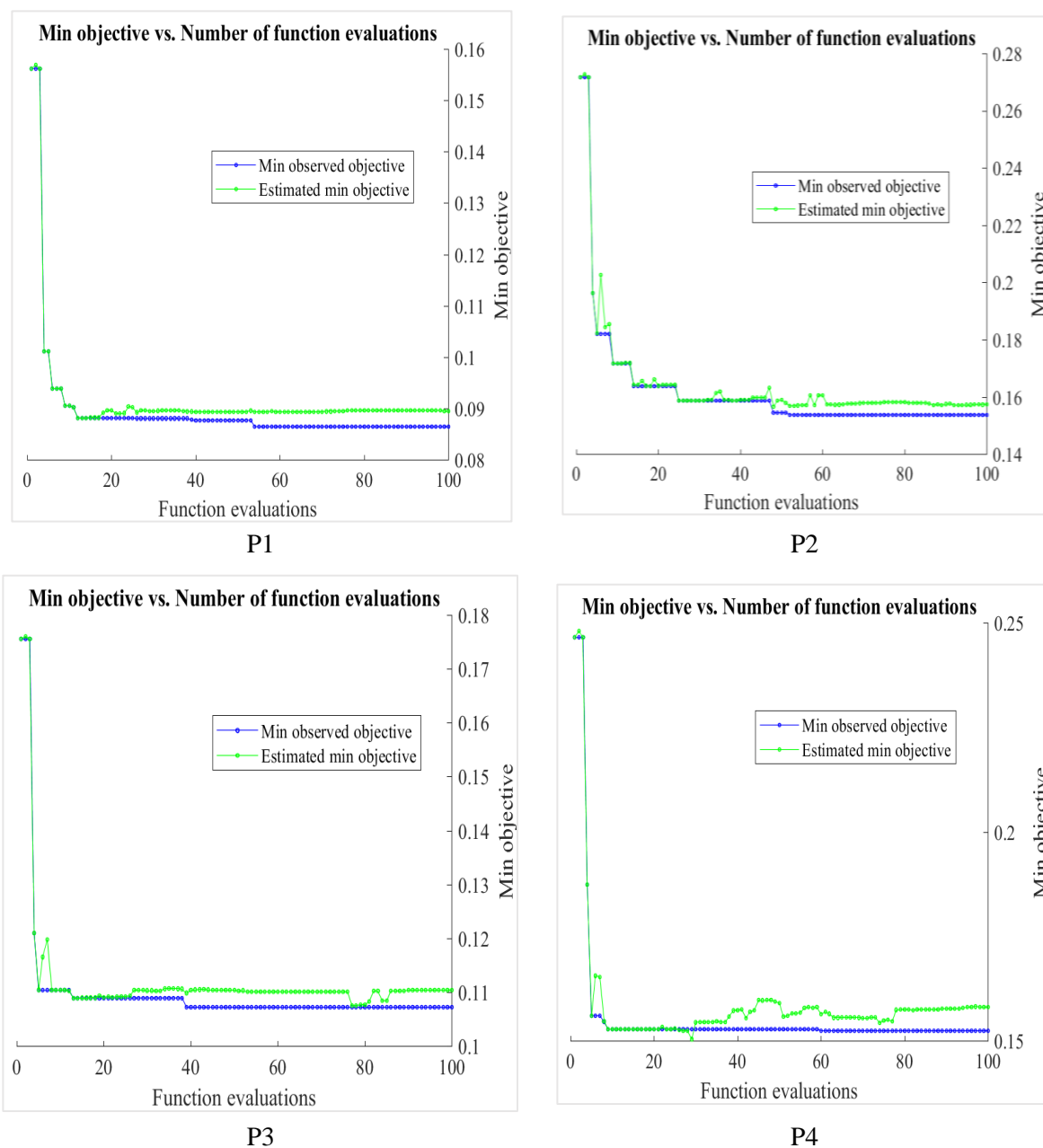


Figure IV.16 : Processus d'optimisation des paramètres N_{tree} et m_{try} par la méthode bayésienne

Après le calibrage des paramètres de m_{try} et N_{tree} , la prédiction des déplacements par le modèle « RFR » est établie. Les estimations sont comparées avec les données enregistrées dans le barrage, ainsi qu'avec les prédictions fournies par d'autres modèles statistiques, HST et HTT.

Tableau IV.7 : Performance du modèle RFR par rapport aux modèles HST et HTT

Pendule	Modèle	MSE (mm)	RMSE (mm)	MAE (mm)
P1	HST	0.1193	0.3455	0.2702
	HTT	0.0784	0.2799	0.2130
	RFR	0.0553	0.2351	0.1665
P2	HST	0.2060	0.4539	0.3586
	HTT	0.1579	0.3974	0.2886
	RFR	0.1540	0.3924	0.2659
P3	HST	0.1254	0.3542	0.2820
	HTT	0.0922	0.3037	0.2313
	RFR	0.0652	0.2554	0.1963
P4	HST	0.1943	0.4407	0.3311
	HTT	0.2066	0.4545	0.3317
	RFR	0.1503	0.3877	0.2644

Les résultats regroupés dans le tableau IV.7 indiquent que les modèles RFR fournissent les estimations les plus précises dans toutes les sections, les valeurs de la MSE et de la MAE étant inférieures à celles des deux autres modèles. La plus grande précision du modèle RFR peut résulter de leurs avantages par rapport aux approches statistiques : il est capable de capter des relations non linéaires entre les prédicteurs et il n'est pas nécessaire de faire des hypothèses concernant les relations entre les variables. Au lieu de cela, le type de relation entre les prédicteurs est fixé dans les modèles HTT ou HST et, dans la plupart des cas, ils sont fortement corrélés. De plus, comme HST et HTT sont des modèles de régression multilinéaires, ils ne peuvent expliquer qu'une partie de la dépendance variable déplacement.

Afin d'évaluer la performance du modèle RFR par rapport aux autres approches d'apprentissage automatique, nous calculons également les déplacements aux quatre pendules avec une autre technique d'intelligence artificielle : la technique de réseau de neurones artificiels « ANN », cette technique qui a fait ses preuves dans plusieurs domaines.

IV.4 Modèle Réseau de neurones artificiels (*Artificial Neural Network*) ANN

La technique de perceptron multicouche est largement utilisée pour des applications d'ingénierie (Mata, 2011). Elle est composée de trois couches : la première couche contient les neurones d'entrée, la seconde, notée couche cachée, est composée d'un nombre de neurones à déterminer, et la dernière contient les neurones de sortie. Les fonctions d'activation étaient hyperboliques pour la couche cachée et linéaires pour celle en sortie.

L'apprentissage est le processus permettant de déterminer les poids de connexion du réseau à l'aide des ensembles de données observés. L'un des programmes d'entraînement les plus connus est l'algorithme de rétropropagation, basé sur la technique de descente de gradient.

Les variables d'entrée du modèle ANN sont les mêmes : le niveau d'eau dans le réservoir, le temps et la température du béton.

Notre modèle ANN est composé de 12 neurones cachés. Les fonctions d'activation sont hyperboliques pour les neurones dans la couche cachée et linéaires pour celle en sortie. Nous formons le réseau avec un algorithme de rétropropagation en utilisant les données d'apprentissage, les observations de janvier 2012 à juillet 2013. L'erreur quadratique moyenne est prise comme fonction de coût.

Les déplacements prédits et enregistrés aux quatre pendules sont tracés dans la figure IV.17. Les indices d'erreur sont répertoriés dans le tableau IV.8. Les résultats indiquent que le modèle RFR fournit des estimations plus précises pour tous les pendules, avec des valeurs inférieures de la MSE et de la MAE par rapport aux trois autres modèles.

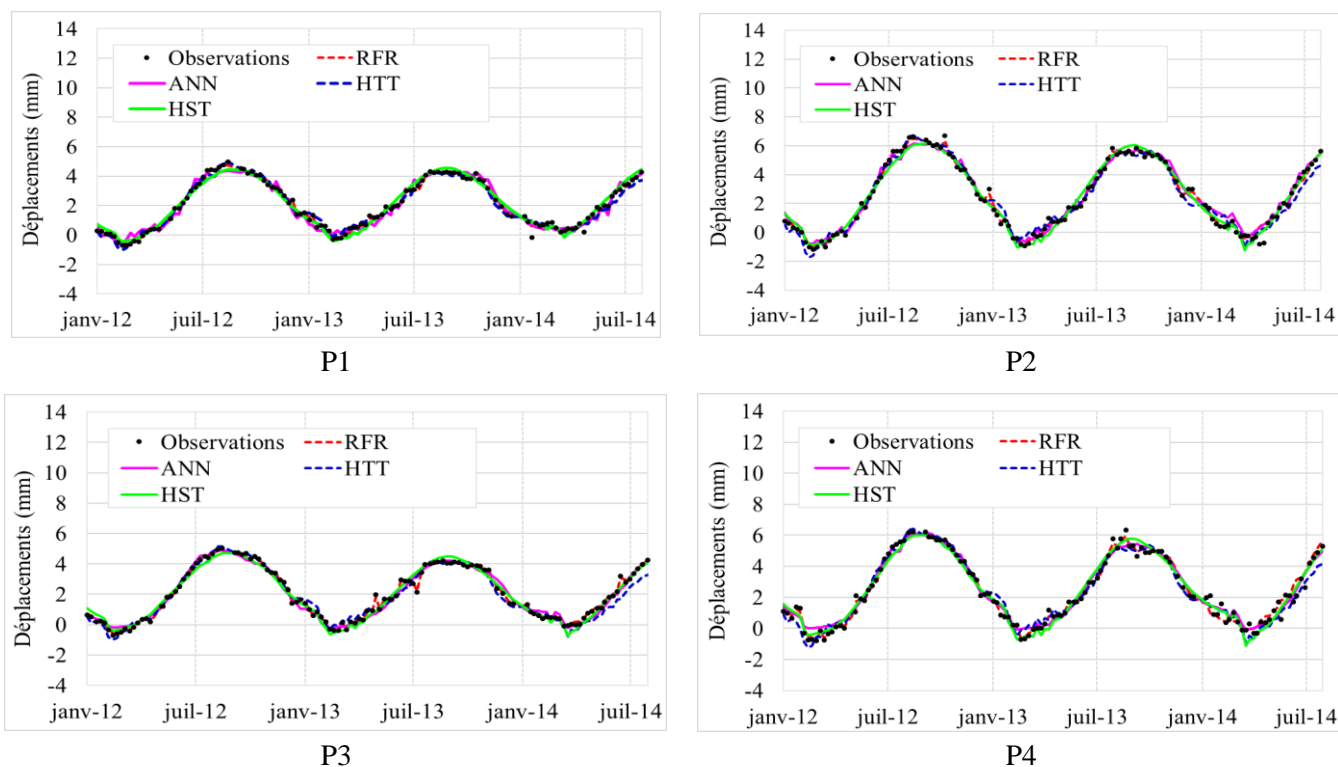


Figure IV.17 : Déplacements mesurés et estimés à quatre pendules. Les résultats sont prédits à l'aide des modèles HST, HTT, ANN et RFR. Les pendules sont : (a) P1 situé à une hauteur de 250 mNGA dans le bloc un dans une section d'épaisseur L égale à 27 m, (b) P2 situé à une hauteur de 270 mNGA. dans le bloc trois et L = 17 m, (c) P3 situé à une hauteur de 270 mNGA. dans le bloc huit et L = 17 m, (d) P4 situé à une hauteur de 250 mNGA. dans le bloc huit et L = 27 m

Tableau IV.8 : Performance des modèles ANN et RFR

Pendule	Modèle	Apprentissage (mm)			Validation (mm)		
		MSE	RMSE	MAE	MSE	RMSE	MAE
P1	ANN	0.093	0.304	0.237	0.120	0.346	0.260
	RFR	0.013	0.112	0.237	0.057	0.239	0.165
P2	ANN	0.126	0.354	0.237	0.291	0.539	0.419
	RFR	0.014	0.139	0.237	0.168	0.409	0.257
P3	ANN	0.097	0.311	0.327	0.087	0.298	0.243
	RFR	0.005	0.068	0.237	0.008	0.090	0.074
P4	ANN	0.154	0.393	0.237	0.401	0.633	0.432
	RFR	0.036	0.189	0.237	0.325	0.570	0.385

Les estimations sont meilleures que les résultats fournis par le modèle ANN, ce qui peut être expliqué par la capacité de la technique de RFR à fournir de résultats fiables pour des échantillons de données de petite taille, afin de mieux éclairer ce point, nous avons établi une analyse approfondie.

Il est intéressant de tester les performances de modèles formés avec différentes tailles d'échantillon de données. Pour cela, nous prévoyons les déplacements dans deux cas : dans le premier, nous utilisons 32 valeurs pour l'apprentissage, alors que dans le deuxième, nous utilisons un échantillon de 64 valeurs.

Le modèle RFR se comporte mieux dans les deux cas. Les résultats produits par le modèle ANN sont moins précis dans le premier cas (RMSE = 0,514 et MAE = 0,386), tandis que dans le second cas, une amélioration significative est observée avec un RMSE = 0,364 et un MAE = 0,274.

Notant qu'une légère variation entre les résultats obtenus par le modèle RFR pour le premier et le deuxième cas (avec respectivement RMSE = 0,250 et 0,262).

Tableau IV.9: Performance des modèles ANN et RFR pour différentes tailles d'échantillons

Modèle	RMSE (mm)	MAE (mm)
RFR	0,250	0,173
	0,262	0,181
ANN	0,514	0,386
	0,364	0,274

Le modèle RFR peut être conçu avec un petit échantillon de données. ANN a généralement besoin de plus de données pour atteindre la même précision. Cependant, à partir d'une certaine quantité de données, le modèle RFR offre peu de gain de performance, tandis que pour le modèle ANN, plus la taille de l'échantillon est grande plus la qualité des résultats est améliorée.

Les avantages du modèle RFR par rapport aux approches statistiques découlent de ses avantages : ils permettent de capturer des relations non linéaires entre les prédicteurs sans traitement supplémentaire. Au lieu de cela, les relations entre les prédicteurs sont fixées dans

les modèles HTT ou HST et, dans la plupart des cas, les entrées sont fortement corrélées. De plus, comme HST et HTT sont des modèles de régression multilinéaires, ils ne peuvent expliquer qu'une partie de la variance des déplacements.

En Algérie, la surveillance de la sécurité structurale des barrages est un domaine délicat du fait qu'on ne dispose pas d'une base de données consistante qui peut permettre au gestionnaire d'inférer des conclusions et aussi prédire le comportement des ouvrages. Une contrainte due essentiellement à l'absence d'appareillage d'auscultation adéquat dans les anciens barrages ou bien la taille restreinte des échantillons de données de mesures collectées de barrages récemment construit. C'est pourquoi la technique d'apprentissage décrite par le modèle RFR peut être une réponse à la problématique suscitée et produire un outil efficace pour une évaluation précise des déformations produites au sein du barrage pour en tenir compte des informations qui sont livrées sur l'évolution du champ et gradient thermique.

IV.5 Analyse et interprétation des prédictions par le modèle RFR

Étant donné que les modèles RFR, ainsi que les modèles statistiques, déduisent le comportement des barrages à partir de l'analyse des données collectées, ils ne peuvent pas extrapoler la réponse du barrage sous l'effet des nouvelles charges. L'évaluation qualitative des contributions thermiques et hydrostatiques aux déplacements totaux estimés par le nouveau modèle sous multiples sollicitations thermiques est présentée dans cette section.

IV.5.1 Influence de la température

Nous avons essayé d'estimer les déplacements par le modèle RFR suivant deux cas :

1. Le champ thermique est simulé en considérant des températures de l'eau et ambiante incrémentées de 4 °C comme des conditions aux limites.
2. Nous calculons la température du béton avec une température ambiante et celle de l'eau diminuée de 4 °C.

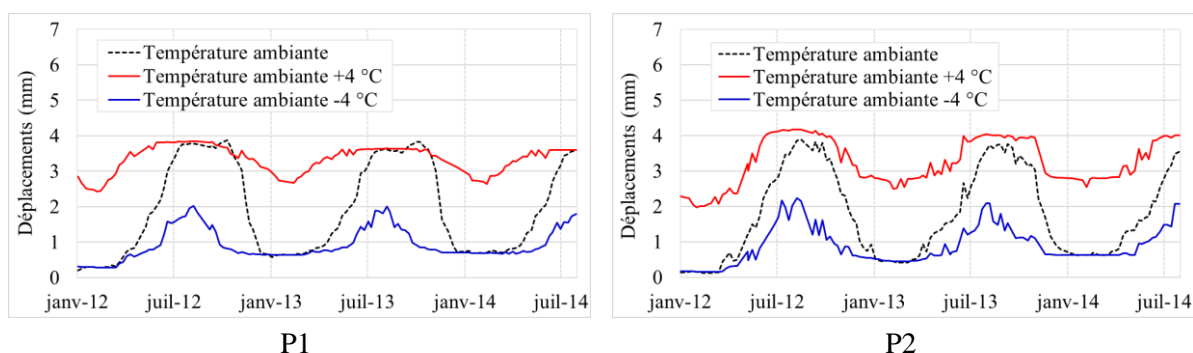


Figure IV.18 : Déplacements des pendules P1 et P2 calculés par le modèle RFR en cas d'augmentation de la température ambiante de 4 °C et sa diminution de 4 °C

Sachant que le niveau de la retenue est supposé constant pour les deux cas. Pour les deux situations, le modèle prédit une augmentation ou une diminution des déplacements. Par conséquent, notre modèle semble capable de bien reproduire la réponse du barrage aux variations des conditions climatiques pendant les différentes saisons de l'année, lorsque les

valeurs de la température ambiante sont comprises dans l'intervalle des données d'apprentissage.

Néanmoins, les résultats des prédictions présentés dans la figure IV.18, indiquent que le modèle est insensible aux variations de la température dans les cas extrêmes, des accroissements de température en été et diminution en hiver. Aussi, nous remarquons que le modèle RFR est incapable de prédire les déplacements quand la température ambiante atteint des valeurs non incluses dans l'intervalle des données d'apprentissage.

Cet aspect représente une faiblesse pour les modèles d'apprentissage automatiques basés sur l'analyse des données : ils sont incapables d'extrapoler la réponse du système soumis à de nouvelles charges. Pour une meilleure performance, il est plus judicieux d'entraîner le modèle avec une large base de données répartie sur une période étendue, qui couvre toutes les éventuelles situations que peut confronter le barrage.

IV.5.2 Effet de la variation du niveau hydrostatique

Cette fois, le barrage est supposé soumis à des charges thermiques constantes durant toute la période d'étude. Seul le niveau du réservoir qui varie. La figure IV.19 montre que les déplacements prédits par le modèle RFR sont quasi constants en raison de la faible variation du niveau de la retenue, environ 5 mètres par an, et de supposer que la température dans le barrage est invariante. Nous pouvons conclure que l'effet de la poussée hydrostatatique est modéré et peut-être négligé.

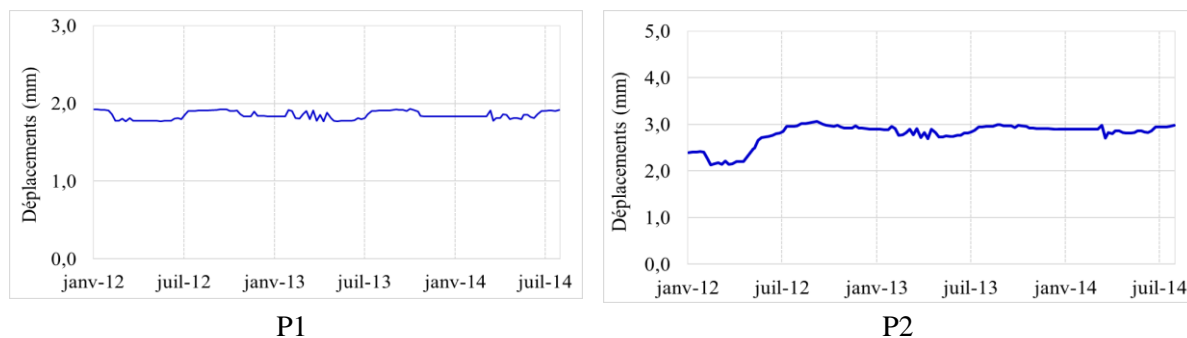


Figure IV.19 : Prédiction des déformations induites par la variation de la retenue utilisant le modèle RFR pour les pendules P1 et P2

Cette analyse a permis de tester la capacité du modèle à détecter l'influence des différentes variables. La méthodologie rigoureuse suivie pour définir la composante thermique, confirme que, les résultats obtenus d'un point de vue physique sont corrects et explique la haute sensibilité du modèle RFR aux variations de la température et du niveau de la retenue.

Cette conclusion représente une amélioration plausible dans le domaine de l'auscultation des barrages et l'analyse des données. En plus de ses fiables prédictions et contrairement aux modèles statistiques existants qui suffisent d'améliorer la précision sur le plan mathématiques, le modèle RFR présente une habilité de pouvoir fournir des résultats qui reflètent le comportement réel de l'ouvrage avec des entrées (*Inputs*) soigneusement choisies.

D'autre part, les résultats de l'analyse montrent aussi qu'une attention particulière doit être accordée aux charges thermiques induites par la variation des conditions climatiques dans les barrages en béton en général et le barrage voûte spécialement. C'est vrai que l'installation des thermomètres a comme objectif principal de suivre l'évolution de la température du béton lors de son durcissement où il y a une grande dissipation de chaleur, mais qui évolue lentement au centre de la digue et peut durer plusieurs années. Pour une utilisation efficace durant les années de fonctionnement de l'ouvrage, il est recommandé d'installer de thermomètres près des parements dans un rayon dans les alentours 5 mètres, où le gradient thermique reste remarquable et contribue considérablement aux déformations d'origine thermique (figures IV.12 et IV.13).

Cette distance peut varier légèrement d'un barrage à un autre en fonction de l'intensité des sollicitations thermiques, de la conductivité thermique du béton et de son état de saturation. Alors que, l'épaisseur du barrage n'influe pas sur la valeur du gradient thermique, mais sur l'impact du gradient thermique, plus l'épaisseur de la digue est petite plus l'ampleur du gradient thermique est grande.

IV.5.3 Evaluer la nature hybride du modèle RFR

La bonne performance du modèle RFR découle de sa nature hybride et du bon choix des entrées thermiques. Nous avons construit trois nouveaux modèles pour étudier l'effet des deux aspects sur la performance des résultats. Ils sont énumérés comme suit :

- (a) un modèle RFR avec des charges thermiques calculées en utilisant la température ambiante comme condition aux limites et dont les paramètres sont optimisés avec un algorithme d'optimisation bayésien.
- (b) un modèle RFR avec des paramètres standards ($N_{tree} = 200$ et $m_{try} = 2$) et des charges thermiques calculées avec notre méthodologie.
- (c) un modèle HTT avec des variables explicatives thermiques calculées à partir de notre méthodologie.
- (d) notre modèle RFR, nous évaluons la performance via le MSE, le RMSE et le MAE.

Les résultats de la simulation sont énumérés au tableau IV.10. La performance du modèle RFR décroît lorsque les charges thermiques ne sont pas calculées avec notre méthodologie (performance du modèle (a) par rapport à (d)). Étant responsable des bonnes estimations des déplacements, le modèle thermique améliore notre approche. L'optimisation des paramètres RFR à l'aide de l'algorithme bayésien améliore le modèle (performances du modèle (b) comparées au modèle (d)). De plus, la nature de la technique RFR permet au modèle de fournir des prévisions plus précises, car les performances d'un modèle HTT dont les variables thermiques sont calculées avec les champs de température calculés selon notre approche thermique sont moins bonnes que celles de notre modèle RFR (performances du modèle (c) comparativement à (d)).

Par conséquent, la bonne performance de notre approche provient du modèle thermique utilisé pour évaluer les charges thermiques, ainsi que de la nature du modèle RFR, car ils sont capables de capturer des relations non linéaires entre variables sans traitement supplémentaire.

Tableau IV.10 : Performance des nouveaux modèles

Modèle	MSE (mm)	RMSE (mm)	MAE (mm)
(a)	0,27	0.51	0.40
(b)	0,16	0.39	0.29
(c)	0.13	0.35	0.28
(d)	0.06	0.24	0.17

IV.5.4 Impact des variables météorologiques sur les déformations thermiques

À partir du moment où le modèle thermique, construit selon la méthodologie que nous avons proposée, est responsable des déplacements dans le barrage de Tichy Haf par le modèle RFR. Nous avons investigué la contribution des variables climatiques aux déformations.

À l'inverse de beaucoup de modèles à boîte noire, qui sont développés pour étudier les déformations dans les barrages, le modèle RFR offre la possibilité de mesurer l'importance de chaque variable dans la prédiction d'un phénomène. La quantification de l'importance d'une variable est une question cruciale pour interpréter les données et comprendre les phénomènes sous-jacents dans de nombreux problèmes appliqués (Genuer et al., 2010).

La méthode d'augmentation de la moyenne de l'erreur de l'arbre t , noté $VI(X_j)$, erreur quadratique moyenne (MSE), est largement utilisée pour mesurer l'importance d'une variable X_j dans le cadre des forêts aléatoires (Grömping, 2014). Elle peut être définie comme suit : pour chaque arbre t de la forêt, considérons l'échantillon OOB_t qui regroupe les données non incluses dans l'échantillon bootstrap utilisé pour construire t . L'erreur d'un seul arbre sur cet échantillon est indiquée par $errOOB_t$. Si nous permutons au hasard les valeurs de X_j dans OOB_t , nous obtenons un échantillon perturbé dénoté \widetilde{OOB}_t^j avec une erreur du prédicteur t sur l'échantillon perturbé, $err\widetilde{OOB}_t^j$. L'importance variable de X_j est alors égale à :

$$VI(X_j) = \frac{1}{N_{tree}} \sum_t (err\widetilde{OOB}_t^j - errOOB_t) \quad (IV.3)$$

En utilisant un modèle basé sur la technique de la forêt aléatoire pour la prédiction des déformations dans le barrage de Tichy Haf, nous avons mesuré l'impact de chaque variable climatique aux déformations dans différentes sections du barrage. La température de l'air T_{air} , la température de l'eau T_w , la vitesse du vent W_s et T_{eq} qui est la somme des températures dues à la radiation solaire, échanges radiatifs ainsi que l'évaporation de l'eau de pluie sont considérées comme des inputs du modèle, les résultats de la mesure de l'importance sont présentés sur la figure IV.20.

En raison des faibles températures générées par les échanges radiatifs, l'évaporation des eaux de pluies présentes sur les parements du barrage, T_{eq} est dominée par la température due au flux de radiation solaire.

D'après la figure IV.20, pour les quatre (4) pendules, la radiation solaire et la température de l'air sont les variables qui affectent le plus les déformations thermiques dans la digue. La température de l'eau à un effet plus ou moins faible par rapport à l'effet de la température de l'air.

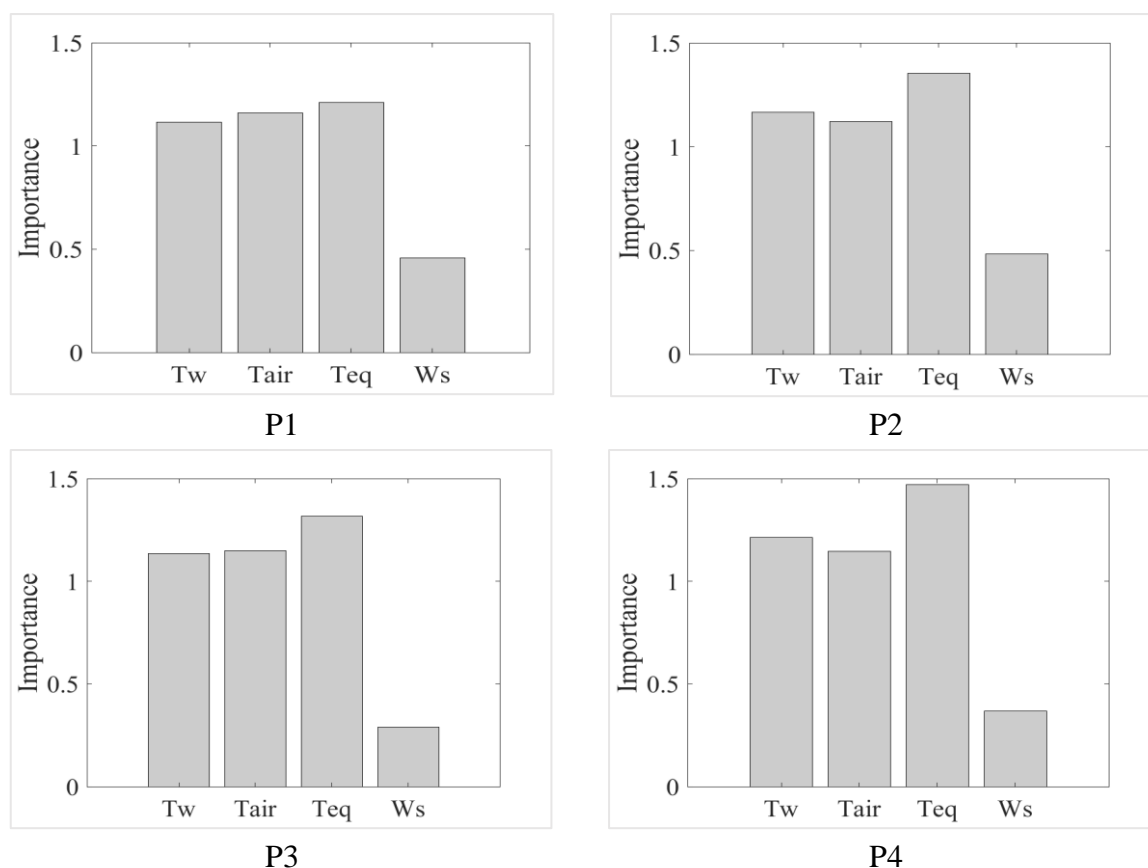


Figure IV.20 : Contribution des variables météorologiques aux déformations générées dans le barrage de Tichy Haf. T_w : température de l'eau ; T_{air} : température de l'air, W_s : vitesse du vent et T_{eq} : la somme des températures dues à la radiation solaire, échanges radiatifs et l'évaporation des eaux de pluie présente sur les surfaces du barrage.

IV.6 Conclusion

Une nouvelle méthodologie qui vise à améliorer l'évaluation des déformations thermiques basée sur la technique de la forêt aléatoire (RFR) est proposée dans ce chapitre. Les limites que présentent les modèles classiques sont rectifiées en combinant notre approche avec un modèle thermique déterministe unidimensionnel qui fournit l'évolution thermique du béton en tout point du barrage. Le modèle thermique englobe les mécanismes d'échange de chaleur suivants : convection, rayonnement solaire qui tient compte de l'ombre, échanges radiatifs avec effet de refroidissement nocturne et refroidissement par évaporation.

Les données observées de huit thermomètres en béton et de quatre pendules sont disponibles de janvier 2012 à juillet 2014, ainsi que les données météorologiques. Nous estimons les mouvements des quatre pendules à travers notre modèle RFR, ainsi que deux modèles statistiques largement utilisés : le modèle « *Hydrostatic-Season-Time* » (HST), le modèle « *Hydrostatic-Temperature-Time* » (HTT) et une approche bien connue du domaine d'apprentissage automatique : la technique de réseau de neurones artificiels (ANN).

Les performances du modèle RFR sont meilleures que celles traditionnels HST et HTT et l'approche ANN. Le modèle RFR prédit les déplacements aux quatre pendules plus précisément que les autres approches. L'évolution thermique est représentée par quatre points dans le modèle RFR, les points dans les deux faces et deux points sont situés à deux mètres vers l'intérieur de chaque face. Cette sélection montre la capacité du RFR à capturer le comportement physique du barrage, car les mouvements thermiques sont principalement régis par l'évolution thermique des régions externes des sections transversales.

Le modèle RFR peut détecter automatiquement les relations non linéaires entre les variables sans fixer des présomptions concernant le type de relations. De plus, son utilisation simple qui nécessite moins d'exigences de calculs lui concède une position privilégiée d'outil potentiel aux missions du suivi et de surveillance des barrages dans l'optique d'étude des problèmes de défaillance structurelle.

Conclusion générale

Conclusion Générale

La température est un facteur important dans la surveillance des barrages en béton. Elle est à l'origine des fissures inquiétantes sur les parements et qui peuvent nuire au fonctionnement normal de l'ouvrage. Une attention particulière doit être octroyée à cette grandeur physique, par l'installation d'un dispositif d'auscultation qui, permet une surveillance continue afin de détecter ou prédire d'éventuelles anomalies par une analyse des informations collectées.

Pendant les années de service d'un barrage, seules les conditions climatiques du site et la température des eaux stockées dans la retenue qui influencent sa réponse thermique. À travers ce travail, nous avons voulu étudier le comportement thermomécanique d'un barrage en béton sous l'effet des conditions climatiques sévères en apportant de nouvelles approches d'études et analyses sur le comportement thermique de l'ouvrage qui reposent sur :

- Appliquer une nouvelle méthodologie pour l'évaluation des flux de chaleur agissant sur les surfaces exposées des barrages. Cette méthodologie comprend les phénomènes de refroidissement nocturne et de refroidissement par évaporation. Les composantes de la radiation solaire sont estimées par les modèles les plus adaptés au nord d'Algérie. Adopter une procédure efficace pour déterminer les zones d'ombre sur le parement aval d'un barrage voûte.
- Développer un modèle numérique bidimensionnel pour le calcul de la température du béton et des contraintes thermiques. En plus de la température dans la retenue, nous citons la température ambiante, la radiation solaire, les précipitations et la vitesse du vent, qui sont considérées comme paramètres climatiques influant sous forme d'une température équivalente. La fiabilité des résultats est testée en les comparant avec des données réelles.
- Analyser l'effet de la radiation solaire et de la température de l'eau sur l'état thermique des barrages en béton.
- Présenter une nouvelle approche pour l'estimation des déplacements dans les barrages à travers un modèle thermique mixte. La nature mixte découle du modèle thermique déterministe adopté pour le calcul des températures en tout point du barrage, tandis que la nature statistique émerge de l'utilisation de la technique de la forêt aléatoire pour estimer les déplacements.
- Le travail réalisé a été précédé par un état de l'art sur la typologie des barrages en béton, les propriétés thermomécaniques du béton ainsi que sur les différents modèles de calculs numériques des charges thermiques. Nous avons aussi abordé la problématique des variables météorologiques qui peuvent affecter le champ thermique dans un barrage et les méthodes d'évaluation.

En plus des hypothèses adoptées pour le calcul de la radiation solaire, il a été constaté que certaines sources de chaleur n'ont pas été élucidées dans les travaux ultérieurs, à savoir, la chaleur provoquée par l'évaporation des eaux et le refroidissement nocturne. Pour cela, nous avons employé une méthodologie permettant d'identifier et d'évaluer les différents facteurs climatiques qui, intervient dans les mécanismes de transfert de chaleur d'un barrage en béton. Afin de valider cette méthodologie, le barrage de Tichy Haf est choisi comme un cas d'étude.

Conclusion Générale

La considération de la variation horaire de l'ombre sur le parement aval du barrage pendant toute l'année, lors du calcul du flux de chaleur généré par les radiations solaires présente une amélioration meilleure dans la qualité des résultats.

Pour essayer de comprendre la réponse thermique du barrage sous l'effet des conditions climatiques, l'utilisation de la méthode des éléments finis a permis de déterminer le champ thermique et l'évolution des contraintes dans la digue. L'algorithme adopté est modélisé par le logiciel puissant ABAQUS. Le comportement thermique est étudié pour différentes situations : d'abord, nous considérons l'effet de toutes les conditions climatiques. Ensuite, nous avons étudié les effets de la radiation solaire et de la température de l'eau. À la fin, l'état des contraintes dans le barrage sous l'effet des charges dues au poids propre, à la poussée hydrostatique et aux charges thermiques externes est évalué pendant toute l'année.

Les déductions obtenues de la simulation du champ thermique par la méthode des éléments finis sont comme suit :

- Le champ thermique dans un barrage-poids varie légèrement autour de la température ambiante moyenne annuelle. Les zones en contact avec l'air, le parement aval et la partie supérieure du plan d'eau en amont sont fortement touchées par la variation de la température équivalente.
- La forme épaisse de la structure crée un déphasage entre la variation de la température de l'air et celle au cœur de l'ouvrage. Plus on est proche de la surface exposée, plus l'effet de la température ambiante augmente et le déphasage entre la température du nœud et celle de l'air ambiant est réduit.
- Des gradients thermiques sont importants se développent aux surfaces des parements. En allant vers le centre de la digue, ces gradients diminuent et tendent vers une asymptote. À une profondeur supérieure à 5 m des surfaces, le gradient thermique devient nul.

L'analyse des contraintes thermiques a abouti aux enseignements suivants :

- Les surfaces du barrage sont en état de traction pendant l'hiver, tandis qu'en été, un état de compression se manifeste au niveau de la même zone.
- Les contraintes thermiques sont élevées dans les zones proches du parement aval, alors qu'au noyau de la digue les contraintes varient faiblement.
- Dans des conditions de service normales d'un barrage poids les contraintes thermiques sont modérées et l'ouvrage se trouve en toute sécurité.
- Contrairement aux barrages voûtes où les fissures se manifestent pour des températures élevées, la surface du parement aval d'un barrage-poids se fissure pour des périodes de froids extrêmes.
- La variation de la température de l'eau ne modifie pas tellement l'état des contraintes thermiques dans un barrage en béton par rapport à la température de l'air et à la radiation solaire.
- La température de l'air et la radiation solaire sont les facteurs responsables de l'évolution des contraintes de tractions près des parements. La radiation solaire a un effet positif sur le comportement mécanique du barrage, elle tend à diminuer la valeur des contraintes de traction de 2 à 3 %.

Conclusion Générale

Dans la deuxième partie de la thèse, nous avons tenté d'améliorer la prédiction des déformations thermiques par les modèles statistiques en présentant une méthodologie basée sur la technique de la forêt aléatoire (RFR). Les limites que présentent les modèles classiques sont rectifiées en combinant notre approche avec un modèle numérique unidimensionnel qui fournit l'évolution thermique du béton en tout point du barrage. Le modèle thermique englobe les mécanismes d'échange de chaleur suivants : convection, rayonnement solaire qui tient compte de l'ombre, échanges radiatifs avec effet de refroidissement nocturne et refroidissement par évaporation.

Les déplacements de quatre pendules placés dans le barrage de Tichy Haf sont estimés par le modèle RFR, ainsi que par trois modèles statistiques largement utilisés : le modèle « *Hydrostatic-Season-Time* » (HST), le modèle « *Hydrostatic-Temperature-Time* » (HTT) et une approche bien connue du domaine d'apprentissage automatique : la technique de réseau de neurones artificiels (ANN). Les déformations prédites par le modèle RFR aux quatre pendules sont meilleures que ceux estimés par les autres approches.

La performance du modèle thermique est évaluée par les données réelles de 8 thermocouples. L'évolution thermique est représentée par quatre points dans le modèle RFR, les points dans les deux faces et les deux autres points sont situés à deux mètres vers l'intérieur de chaque parement. Cette sélection montre la capacité du RFR à capturer le comportement physique du barrage, car les mouvements thermiques sont principalement régis par l'évolution thermique des régions externes des sections transversales.

Le modèle RFR peut détecter automatiquement les relations non linéaires entre les variables sans fixer des présomptions concernant le type de relations. De plus, son utilisation simple, qui ne nécessite pas trop d'exigences de calculs, peut être un outil potentiel pour la surveillance du comportement thermique d'un barrage en béton.

Dans la perspective d'assurer une continuité à ces résultats de recherche, il est indispensable de faire progresser la qualité des résultats et des analyses. Il est plus judicieux de proposer de nouvelles pistes de recherche qui peuvent faire l'objet d'autres travaux consistant à :

- Effectuer des études approfondies de contraintes thermiques qui tiennent en compte de la présence des galeries.
- Établir des modèles numériques qui permettent d'estimer les charges thermiques dans un barrage d'une manière plus réaliste lors de la phase de conception. Ces modèles prendront en considération les déformations du béton produites par la présence des gradients thermiques aux parements.
- Comme la distribution du champ thermique dépend fortement de la valeur de la conductivité thermique et que cette dernière peut être modifiée par l'état de saturation du béton. Alors, effectuer une étude expérimentale pour déterminer la relation entre la conductivité thermique du béton et la teneur en eau peut être envisageable. Les résultats du procédé expérimental seront utilisés par la suite comme données pour calibrer les modèles numériques.

Conclusion Générale

En Algérie, l'importance du climat se fait sentir sur plusieurs sphères de la vie socio-économique de la société. Les événements extrêmes (inondations et sécheresses) qui ont frappé l'Algérie durant les dernières décennies ont généré des chamboulements dans les zones climatiques : des conditions de milieux semi-arides ont été constatées dans les régions côtières humides et, des conditions de milieux arides dans les hauts plateaux considérés auparavant comme semi-arides (Zeroual et *al.*, 2019). Donc il serait intéressant de :

- Incorporer les actions thermiques provoquées par les changements climatiques lors de l'élaboration de nouvelles approches d'évaluation des sollicitations
- Proposer des mesures pour atténuer les effets négatifs associées aux changements climatiques. L'efficacité de ces mesures sera évaluée au moyen de modèles numériques et de scénarios climatiques disponibles.
- En s'appuyant sur des analyses statistiques, il est possible d'étudier la probabilité de défaillance de la structure à cause des événements météorologiques extrêmes.

Les thermocouples installés dans les barrages avaient pour mission de surveiller la dissipation de la chaleur d'hydratation pendant la construction. Cependant, la température du béton varie seulement dans les zones proches de la surface pendant la période d'exploitation. Pour cela, nous recommandons l'installation d'autres thermocouples près des parements pour assurer une meilleure surveillance et une utilisation efficace des modèles basés sur l'analyse des données.

Les températures recueillies pendant un stade avancé de la vie de l'ouvrage par les thermocouples placés à de faibles distances des parements peuvent être utilisées comme des conditions aux limites des modèles de calcul thermique. Ces températures incluent l'effet de la radiation solaire et des flux de chaleur existants.

À juste titre, il est recommandé d'employer la fibre optique comme un moyen d'auscultation. En effet, la disposition homogène de la fibre optique, en traversant la digue de l'amont vers l'aval, permet d'avoir une information thermique bien répartie.

Références bibliographiques

- Abdulrazeg, A.A., Noorzaei, J.A., Jaafar, M.S., Khanehzaei, P., et Mohamed, P.A. (2012). Thermal and structural analysis of RCC double-curvature arch dam: *Journal of Civil Engineering And Management*, Vol. 20, N° 3, p. 434-445, DOI: 10.3846/13923730.2013.801897.
- ACI (2007). 207.2R-07 Report on Thermal and Volume Change Effects on Cracking of Mass Concrete.
- Agullo, L., Mirambell, E., et Aguado, A. (1996). A model for the analysis of concrete dams due to environmental thermal effects: *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, Vol. 6, N° 4, p. 25-36, DOI: 10.1108/09615539610123423.
- Amberg, F. (2009). « Interpretative models for concrete dam displacements. » *23th ICOLD congress*, Brasilia.
- ANBT (2019). « Les barrages en BCR ». *Soudoud: Bulletin périodique d'information*,.
- Andrade, C., et Castillo, A. (2003). Evolution of reinforcement corrosion due to climatic variations: *Materials and Corrosion*, Vol. 54, N° 6, p. 379-386, DOI: 10.1002/maco.200390087.
- Anton, J.S., et Henri Pougatsch (2011). *Les barrages : Du projet à la mise en service*, 1^{re} Éd., Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne.
- Archer, K.J., et Kimes, R. V. (2008). Empirical characterization of random forest variable importance measures: *Computational Statistics and Data Analysis*, Vol. 52, N° 4, p. 2249-2260, DOI: 10.1016/j.csda.2007.08.015.
- Archetti, F., et Betrò, B. (1979). A probabilistic algorithm for global optimization: *Calcolo*, Vol. 16, N° 3, p. 335-343, DOI: 10.1007/BF02575933.
- Ardito, R., Maier, G., et Massalongo, G. (2008). Diagnostic analysis of concrete dams based on seasonal hydrostatic loading: Vol. 30, N° 11, p. 3176-3185, DOI: 10.1016/j.engstruct.2008.04.008.
- Al Baghdady, S., et Khan, L. (2018). *Designing Roller compacted concrete (RCC) dams*, Royal Institute of Technology (KTH), Stockholm, Sweden, p. 104.
- Bathe, K.-J. (1982). *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*., Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- Behrens, C., Pierdzioch, C., et Risse, M. (2018). Testing the optimality of inflation forecasts under flexible loss with random forests: *Economic Modelling*, Vol. 72, N° February, p. 270-277, DOI: 10.1016/j.econmod.2018.02.004.
- Benyahya, L., Caissie, D., St-hilaire, A., Ouarda, T.B.M.J., et Bobée, B. (2008). A Review of Statistical Water Temperature Models: *Canadian Water Resources Journal*, Vol. 32, N° 3, p. 179-192, DOI: 10.4296/cwrj3203179.
- Bergheau, J.-M., et Fortunier, R. (2008). *Finite Element Simulation of Heat Transfer*, John Wiley & Sons, Inc, London, UK.
- Bofang, Z. (2014). *Thermal stresses and temperature control of mass concrete*, 1st Éd., Elsevier Inc., Oxford, UK.
- Bossoney, C.L. (1994). Monitoring and back analysis : The importance of the temperature load case: *International Journal on Hydropower and Dams*, Vol. 1, N° 6, p. 70-74.

Références bibliographiques

- Bourgin, A. (1955). *COURS DE CALCUL DE BARRAGES*, Editions E Éd., Paris, France.
- Bouzoubaa, N. (1991). *Coefficient de dilatation thermique du béton: influence de la nature des granulats*, Université de Sherbrooke, p. 103.
- Breiman, L. (2001). Random forests: *Machine Learning*, Vol. 45, N° 1, p. 5-32, DOI: 10.1023/A:1010933404324.
- Broekmans, M.A., et Wigum, B.J. (2008). « Alkali-Aggregate Reaction in Concrete ». *13th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete (ICAAR)*, Trondheim, Norway.
- Brokamp, C., Jandarov, R., Rao, M.B., LeMasters, G., et Ryan, P. (2017). Exposure assessment models for elemental components of particulate matter in an urban environment: A comparison of regression and random forest approaches: *Atmospheric Environment*, Vol. 151, p. 1-11, DOI: 10.1016/j.atmosenv.2016.11.066.
- Carlsaw, H.S., et Jaeger, J.C. (1959). *Conduction of heat in solids*, 2nd Éd., Oxford University Press, GB.
- Cervera, M., Javier, O., et Tomas, P. (2000). Simulation of construction of RCC dams. II: stress and damage: *Journal of Structural Engineering*, Vol. 126, N° 9, p. 1061-1069, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2000)126.
- Chen, B., Maloney, J., Clark, D., et Mei, W.N. (1995). « Measurement of night sky emissivity in determining radiant cooling from cool storage roofs and roof ponds ». *Passive Solar*, American Solar Energy Society, Boulder, CO, p. 1-6.
- Chouinard, L., et Roy, V. (2006). « Performance of statistical models for dam monitoring data ». *Joint International Conference on Computing and Decision Making in Civil and Building Engineering*, Montréal, Canada, p. 199-207.
- Chuntranuluck, S., Wells, C.M., et Cleland, A.C. (1998). Prediction of chilling times of foods in situations where evaporative cooling is significant-part 1. method development: *Journal of Food Engineering*, Vol. 37, p. 111-125.
- CIGB (1984). *Détérioration des barrages et réservoirs. Recueil de cas et analyse*, A.A. Bekema publishers, Boorkfield, Vermont, USA.
- CIGB (2018). *Guide de la surveillance des barrages*, Taylor & Francis Group, Paris, France.
- CIGB (2003). Roller-compacted concrete dams:
- CIGB (2000). THE GRAVITY DAM LE BARRAGE-POIDS UN BARRAGE D ' AVENIR Synthèse et recommandations:
- CIGB (2008). The physical properties of hardened conventional concrete in dams.:
- Cook, R.D. (1995). *Finite Element Modeling for Stress Analysis*, John Wiley & Sons, Inc, United States.
- Cook, R.D., Malkus, D.S., Plesha, M.E., et Witt, R.J. (2001). *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*, 4th Éd., John Wiley & Sons, Inc, Hoboken, USA.
- Cülfik, M.S., et Özturan, T. (2010). Mechanical properties of normal and high strength concretes subjected to high temperatures and using image analysis to detect bond deteriorations:

Références bibliographiques

- Construction and Building Materials*, Vol. 24, N° 8, p. 1486-1493, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2010.01.020.
- Dai, B., Gu, C., Zhao, E., et Qin, X. (2018). Statistical model optimized random forest regression model for concrete dam deformation monitoring: *Structural Control and Health Monitoring*, Vol. 25, N° 6, p. 1-15, DOI: 10.1002/stc.2170.
- Daoud, M. (1997). *Influence des conditions climatiques sur l'état des contraintes d'un béton de masse dans un barrage*, Sherbrooke university, p. 187.
- Degoutte, G. (2002). *Petits barrages : recommandation pour la conception, la réalisation et le suivi*, Cemagraf e Éd., Cemagraf editions, France.
- Le Delliou, P. (2003). *Les Barrages : conception et maintenance*, 1^{re} Éd., Presses Universitaires de Lyon, Lyon.
- Derome, D., Kubilay, A., Defraeye, T., Blocken, B., et Carmeliet, J. (2017). Ten questions concerning modeling of wind-driven rain in the built environment: *Building and Environment*, Vol. 114, p. 495-506, DOI: 10.1016/j.buildenv.2016.12.026.
- Dile, Y.T., et Srinivasan, R. (2014). Evaluation of CFSR climate data for hydrologic prediction in data-scarce watersheds: an application in the Blue Nile River Basin: *JAWRA Journal of the American Water Resources Association*, Vol. 50, N° 5, p. 1226-1241, DOI: 10.1111/jawr.12182.
- Dolen, T.P. (2011). Report on Roller-Compacted Mass Concrete.:
- Dron, R., et Brivot, F. (1992). Thermodynamic and kinetic approach to the alkali-silica reaction. Part 1: Concepts: *Cement and Concrete Research*, Vol. 22, N° 5, p. 941-948, DOI: [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(92\)90118-F](https://doi.org/10.1016/0008-8846(92)90118-F).
- Du, H., et Tan, K.H. (2014). Effect of particle size on alkali-silica reaction in recycled glass mortars: *Construction and Building Materials*, Vol. 66, p. 275-285, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.05.092.
- Duffie, J.A., et Beckman, W.A. (2013). *Solar Engineering of Thermal Processes*, Fourth Edi Éd., John Wiley & Sons, Inc, New Jersey, United States of America.
- Durand, J.-M., Degoutte, G., Royet, P., et Jensen, M. (1998). La technique du béton compacté au rouleau (BCR): *Sud Sciences & Technologies*, Vol. 1, p. 56-62.
- Fares, H., Noumowe, A., et Remond, S. (2009). Self-consolidating concrete subjected to high temperature: *Cement and Concrete Research*, Vol. 39, N° 12, p. 1230-1238, DOI: 10.1016/j.cemconres.2009.08.001.
- Figueira, R.B., Sousa, R., Coelho, L., Azenha, M., de Almeida, J.M., Jorge, P.A.S., et Silva, C.J.R. (2019). Alkali-silica reaction in concrete: Mechanisms, mitigation and test methods: *Construction and Building Materials*, Vol. 222, p. 903-931, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.230.
- Fournier, B., Bérubé, M.-A., Folliard, K.J., et Thomas, M. (2010). Report on the Diagnosis, Prognosis, and Mitigation of Alkali-Silica Reaction (ASR) in Transportation Structures.:
- Froehlich, D. (2017). *Guidelines for Instrumentation of large dams* (R. K. Puram, Éd.), Dam Safety Rehabilitation Directorate, New Delhi -.

Références bibliographiques

- Fuka, D.R., Walter, M.T., MacAlister, C., Degaetano, A.T., Steenhuis, T.S., et Easton, Z.M. (2014). Using the Climate Forecast System Reanalysis as weather input data for watershed models: *Hydrological Processes*, Vol. 28, N° 22, p. 5613-5623, DOI: 10.1002/hyp.10073.
- Gamse, S., Zhou, W., Tan, F., Yuen, K., et Oberguggenberger, M. (2018). Hydrostatic-season-time model updating using Bayesian model class selection: *Reliability Engineering and System Safety*, Vol. 169, N° July 2017, p. 40-50, DOI: 10.1016/j.res.2017.07.018.
- Gardner, D.R., Lark, R.J., et Barr, B. (2005). Effect of conditioning temperature on the strength and permeability of normal- and high-strength concrete: *Cement and Concrete Research*, Vol. 35, N° 7, p. 1400-1406, DOI: 10.1016/j.cemconres.2004.08.012.
- Gaspar, A.P.P.T. (2014). *Contribution to control uncertainties in numerical modelling of dam performances: An application to an RCC dam*, École Centrale des Arts et Manufactures « École centrale Paris », p. 267.
- Genuer, R., Poggi, J.M., et Tuleau-Malot, C. (2010). Variable selection using random forests: *Pattern Recognition Letters*, Vol. 31, N° 14, p. 2225-2236, DOI: 10.1016/j.patrec.2010.03.014.
- Géron, A. (2017). *Hands-On Machine Learning with Scikit-Learn and TensorFlow : Concepts, Tools, and Techniques to Build Intelligent Systems*, 1st Éd., O'Reilly Media, Inc, Sebastopol, CA.
- Godart, B., Rooij, M. De, et Wood, J.G.M. (2013). *Guide to Diagnosis and Appraisal of AAR Damage to Concrete in Structures*, Springer Netherlands, Dordrecht.
- Gokmen, T., Dorota, S., Andrew, W., et P., S.V. (2005). Case Study: Finite Element Method and Artificial Neural Network Models for Flow through Jeziorsko Earthfill Dam in Poland: *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 131, N° 6, p. 431-440, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2005)131:6(431).
- Gracia, L., et Salazar, F. (2016). *Development of a Computational Tool for Structural Verification of Dams* *Development of a Computational Tool for Structural Verification of Dams*.
- Grömping, U. (2014). Variable Importance Assessment in Regression: Linear Regression versus Random Forest Variable Importance Assessment in Regression: Linear Regression versus Random Forest: *The American Statistician*, Vol. 63, N° 4, p. 37-41, DOI: 10.1198/tast.2009.08199.
- Grujovic, N., Divac, D., et Milivojevic, N. (2014). Development of support vector regression identification model for prediction of dam structural behaviour: Vol. 48, p. 33-39, DOI: 10.1016/j.strusafe.2014.02.004.
- Gueymard, C. (2000). Prediction and performance assessment of mean hourly global radiation: *Solar Energy*, Vol. 68, N° 3, p. 285-303.
- Guthrie, G.D., et Carey, J.W. (2015). A thermodynamic and kinetic model for paste-aggregate interactions and the alkali-silica reaction: *Cement and Concrete Research*, Vol. 76, p. 107-120, DOI: 10.1016/j.cemconres.2015.05.004.
- Harrington, D., Abdo, F., Adaska, W., et Hazaree, C. (2010). *Guide for Roller-Compacted Concrete Pavements.*
- Hay, J.E. (1993). Calculating solar radiation for inclined surfaces: Practical approaches: *Renewable*

Références bibliographiques

- Energy*, Vol. 3, N° 4-5, p. 373-380, DOI: 10.1016/0960-1481(93)90104-O.
- Hodgkin, A.L., et Huxley, A.F. (1952). A quantitative description of membrane current and its application to conduction and excitation in nerve: *The Journal of Physiology*, Vol. 117, N° 4, p. 500-544, DOI: 10.1113/jphysiol.1952.sp004764.
- Hollands, K.G.T., et Crha, S.J. (1987). An improved model for diffuse radiation: Correction for atmospheric back-scattering: *Solar Energy*, Vol. 38, N° 4, p. 233-236, DOI: [https://doi.org/10.1016/0038-092X\(87\)90044-2](https://doi.org/10.1016/0038-092X(87)90044-2).
- Huebner, K.H., Dewhirst, D.L., Smith, D.E., et Byrom, T.G. (2001). *The Finite Element Method for Engineers*, 4th Éd., John Wiley & Sons, Inc., New York.
- ICOLD (2009). The physical properties of hardened conventional concrete in dams: *Commission Internationale des Grands Barrages - International Commission On Large Dams*, Vol. 145.
- Ihaddadene, N., Ihaddadene, R., et Charik, A. (2017). Best tilt angle of fixed symposium solar conversion systems at M'sila best tilt angle of fixed solar conversion systems at M'sila region (Algeria): *Energy Procedia*, Vol. 118, p. 63-71, DOI: 10.1016/j.egypro.2017.07.014.
- Incorpera, F.P. (2011). *Fundamentals of heat mass transfer*, 7th Éd., Wiley, New York.
- Jack, E.H., et Leroy, H.J. (1977). Prediction of the Thermal Coefficient of Expansion of Concrete: *Journal Proceedings*, Vol. 74, N° 4, p. 149-155, DOI: 10.14359/10996.
- Jaesung Lee and Kaspar Willam, Y.X. (2008). Properties of Concrete after High-Temperature Heating and Cooling: *ACI Materials Journal*, Vol. 105, N° 4, DOI: 10.14359/19894.
- Jain, P.C., Jain, S., et Ratto, C.F. (1988). A new model for obtaining horizontal instantaneous global and diffuse radiation from the daily values: *Solar Energy*, Vol. 41, N° 5, p. 397-404, DOI: [https://doi.org/10.1016/0038-092X\(88\)90013-8](https://doi.org/10.1016/0038-092X(88)90013-8).
- Jansen, R.B. (1980). *Dams and Public Safety*, U.S. Department of the Interior, Water and Power Resources Service, United States.
- Ji, S., ZHU, Y., QIANG, S., et ZENG, D. (2008). Forecast of water temperature in reservoir based on analytical solution: *Journal of Hydrodynamics, Ser. B*, Vol. 20, N° 4, p. 507-513, DOI: [https://doi.org/10.1016/S1001-6058\(08\)60087-6](https://doi.org/10.1016/S1001-6058(08)60087-6).
- Jin, F., Z., C., J., W., et Ji., Y. (2010). Practical procedure for predicting non-uniform temperature on the exposed face of arch dams: *Applied Thermal Engineering*, Vol. 30, N° 14-15, p. 2146-2156, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2010.05.027.
- Jones, D.R., Schonlau, M., et Welch, W.J. (1998). Efficient Global Optimization of Expensive Black-Box Functions: *Journal of Global Optimization*, Vol. 13, N° 4, p. 455-492, DOI: 10.1023/A:1008306431147.
- Kehlbeck, F. (1975). *Effect of solar radiation on bridge structures*, Werner, Düsseldorf, Germany.
- Khanchi, A., Birrell, S., et Mitchell, R.B. (2018). Modelling the influence of crop density and weather conditions on field drying characteristics of switchgrass and maize stover using random forest: *Biosystems Engineering*, Vol. 169, p. 71-84, DOI: 10.1016/j.biosystemseng.2018.02.002.
- Khanzaei, P., Abdulrazeg, A.A., et Samali, B. (2014). Thermal and structural response of RCC dams

Références bibliographiques

- during their service life: *Journal of Thermal Stresses*, Vol. 10, N° 3, p. 1–19, DOI: 10.1080/01495739.2015.1015862.
- Khennane, A. (2013). *Introduction to Finite Element Analysis Using MATLAB and Abaqus*, Taylor & Francis Group, Boca Raton.
- Kim, Y.-S., et Kim, B.-T. (2008). Prediction of relative crest settlement of concrete-faced rockfill dams analyzed using an artificial neural network model: *Computers and Geotechnics*, Vol. 35, N° 3, p. 313–322, DOI: 10.1016/j.compgeo.2007.09.006.
- Köliö, A., Pakkala, T.A., Lahdensivu, J., et Kiviste, M. (2014). Durability demands related to carbonation induced corrosion for Finnish concrete buildings in changing climate: *Engineering Structures*, Vol. 62–63, p. 42–52, DOI: 10.1016/j.engstruct.2014.01.032.
- Kushner, H.J. (1964). A New Method of Locating the Maximum Point of an Arbitrary Multippeak Curve in the Presence of Noise: *Journal of Basic Engineering*, Vol. 86, N° 1, p. 97–106, DOI: 10.1115/1.3653121.
- Lawrence, M.G. (2005). The relationship between relative humidity and the dewpoint temperature in moist air: A simple conversion and applications: *American Meteorological Society*, Vol. 86, N° 2, p. 225–233, DOI: 10.1175/BAMS-86-2-225.
- Lawson, J.R., Phan, L.T., et Davis, F. (2000). *Mechanical properties of high performance concrete after exposure to elevated temperatures*, National Technical Information Service, Technology Administration, Springfield, Virginia, USA.
- Lee, G.C., Shih, T.S., et Chang, K.C. (1988). Mechanical Properties of Concrete at Low Temperature: *Journal of Cold Regions Engineering*, Vol. 2, N° 1, p. 13–24, DOI: 10.1061/(ASCE)0887-381X(1988)2:1(13).
- Léger, P., et Leclerc, M. (2007). Hydrostatic, temperature, time-displacement model for Concrete dams: *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 133, N° 3, p. 267–277.
- Léger, P., et Seydou, S. (2009). Seasonal Thermal Displacements of Gravity Dams Located in Northern Regions: *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 23, N° 3, p. 166–174, DOI: 10.1061/(ASCE)0887-3828(2009)23:3(166).
- Léger, P., Venturelli, J., et Bhattacharjee, S.S. (1993a). Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams . Part 1 : modelling: *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 24, N° 6, p. 1059–1065, DOI: 10.1139/193-132.
- Léger, P., Venturelli, J., et Bhattacharjee, S.S. (1993b). Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams . Part 2 : behaviour: *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 20, N° 6, p. 999–1017, DOI: 10.1139/193-131.
- Lerch, W. (1957). *ASTM Bulletin*.
- Levinson, R., et Akbari, H. (2002). Effects of composition and exposure on the solar reflectance of portland cement concrete: *Cement and Concrete Research*, Vol. 32, N° 11, p. 1679–1698, DOI: 10.1016/S0008-8846(02)00835-9.
- Li, F., Wang, Z.Z., et Liu, G. (2013). Towards an error correction model for dam monitoring data analysis based on cointegration theory: *Structural Safety*, Vol. 43, p. 12–20, DOI:

Références bibliographiques

10.1016/j.strusafe.2013.02.005.

- Li, F., Wang, Z., Liu, G., Fu, C., et Wang, J. (2015). Hydrostatic seasonal state model for monitoring data analysis of concrete dams: *Structure and Infrastructure Engineering*, Vol. 11, N° 12, p. 1616–1631, DOI: 10.1080/15732479.2014.983528.
- Liu, B.Y.H., et Jordan, R.C. (1960). The interrelationship and characteristic distribution of direct, diffuse and total solar radiation: *Solar Energy*, Vol. 4, N° 3, p. 1-19, DOI: [https://doi.org/10.1016/0038-092X\(60\)90062-1](https://doi.org/10.1016/0038-092X(60)90062-1).
- Liu, B.Y.H., et Jordan, R.C. (1963). The long-term average performance of flat-plate solar-energy collectors: *Solar Energy*, Vol. 7, N° 2, p. 53-74, DOI: 10.1016/0038-092X(63)90006-9.
- Ljubomir, T. (2014). *Dams and Appurtenant Hydraulic Structures*, 2^e Éd., Taylor & Francis Group, London, UK.
- Lo, K.Y., et Wai, R.S.C. (1982). Thermal expansion, diffusivity, and cracking of rock cores from Darlington, Ontario: *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 19, N° 2, p. 154-166, DOI: 10.1139/t82-017.
- Lombardi, G., Amberg, F., et Darbre, G.R. (2008). Algorithm for the prediction of functional delays in the behaviour of concrete dams: *Hydropower & Dams International Journal*, Vol. 15, N° 3.
- Lugiez, F., Beaujoint, N., et Hardy, X. (1970). « L'auscultation des barrages en exploitation au service de la production hydraulique d'Électricité De France des principes aux résultats ». *International Congress on Large Dams*, Montréal, p. 577–600.
- MACAGNAN, M.H., LORENZO, E., et JIMENEZ, C. (1994). SOLAR RADIATION IN MADRID: *International Journal of Solar Energy*, Vol. 16, N° 1, p. 1-14, DOI: 10.1080/01425919408914262.
- Maken, D., P., L., et S.N., R. (2013). Seasonal thermal cracking of concrete dams in northern regions: *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 28, N° 4, DOI: 10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000483.
- Malkawi, A.I.H., Mutasher, S.A., et Qiu, T.J. (2003). Thermal-structural modeling and temperature control of roller compacted concrete gravity dam: *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 17, N° 4, p. 177-187, DOI: 10.1061/(ASCE)0887-3828(2003)17:4(177).
- Malm, R., et Ansell, A. (2011). Cracking of Concrete Buttress Dam Due to Seasonal Temperature Variation: N° 108, p. 13-22.
- Mata, J. (2011). Interpretation of concrete dam behaviour with artificial neural network and multiple linear regression models: *Engineering Structures*, Vol. 33, N° 3, p. 903-910, DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.12.011.
- Mata, J., Castro, A.T. De, et Sá, J. (2013a). Constructing statistical models for arch dam deformation: *Structural Control And Health Monitoring*, p. 1-15, DOI: 10.1002/stc.1575.
- Mata, J., Castro, A.T. De, et Sá, J. (2013b). Time – frequency analysis for concrete dam safety control : Correlation between the daily variation of structural response and air temperature: *Engineering Structures*, Vol. 48, p. 658-665, DOI: 10.1016/j.engstruct.2012.12.013.
- Medeiros-Junior, R.A. de, Lima, M.G. de, Brito, P.C. de, et Medeiros, M.H.F. de (2015). Chloride

Références bibliographiques

- penetration into concrete in an offshore platform-analysis of exposure conditions: *Ocean Engineering*, Vol. 103, p. 78-87, DOI: 10.1016/j.oceaneng.2015.04.079.
- Mehta, P.K., et Monteiro, P.J.M. (2014). *Concrete: Microstructure, Properties, and Materials, Fourth Edition*, 4th ed. Éd., McGraw-Hill Education, New York.
- Meyers, S.L. (1951). « Thermal expansion characteristics of hardened cement paste and of concrete ». *Proceedings of the Thirtieth Annual Meeting of the Highway Research Board Held*, Highway Research Board, Washington, D.C., p. 193-203.
- Miao, X.Y., Chu, J.K., Qiao, J., et Zhang, L.H. (2011). Predicting Seepage of Earth Dams Using Neural Network and Genetic Algorithm: *Advanced Materials Research*, Vol. 403-408, p. 3081-3085, DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.403-408.3081.
- Miguel, A.D.E., Bilbao, J., Aguiar, R., Kambezidis, H., et Negro, E. (2001). Diffuse solar irradiation model evaluation in the north Mediterranean belt area: *Solar Energy*, Vol. 70, N° 2, p. 143-153, DOI: 10.1016/S0038-092X(00)00135-3.
- Mihoubi, M.K. (1994). Intégration de la Technique du béton compacté au rouleau dans la construction des barrages types poids: *Revue Algérie Equipement*, Vol. 16, p. 27-29.
- Mirambell, E., et Aguado, A. (1990). Temperature and stress distributions in concrete box girder bridges: *Journal of Structural Engineering*, Vol. 116, N° 9, p. 2388-2409, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:9(2388).
- Mockus, J., Katina, J., et Katin, I. (2012). On autoregressive moving-average models as a tool of virtual stock-exchange: experimental investigation: *Liet. mat. rink. LMD darbai*, Vol. 53, p. 129-134.
- Mockus, J., Tiesis, V., et Zilinskas, A. (1978). The application of Bayesian methods for seeking the extremum: *Towards Global Optimization*, Vol. 2, p. 117-129.
- Nagataki, S., Fujisawa, T., et Kawasaki, H. (2008). « State of art of RCD dams in Japan ». *ANAIS DO 50° CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO - CBC2008*, Brasilia, p. 1-20.
- Nagayama, I., et Jikan, S. (2003). « 30 Years' History of Roller-compacted Concrete Dams in Japan ». *Roller Compacted Concrete Dams*, Berga, L., Buil, J.M., Jofré, C. et S., C. éd., Taylor & Francis Group, Madrid, Spain, p. 27-38.
- Naus, D.J., et Graves, H.L. (2006). « A Review of the Effects of Elevated Temperature on Concrete Materials and Structures ». *Volume 1: Plant Operations, Maintenance and Life Cycle; Component Reliability and Materials Issues; Codes, Standards, Licensing and Regulatory Issues; Fuel Cycle and High Level Waste Management*, ASME, p. 615-624.
- Neville, A.M. (2012). *Properties of concrete*, 5^e Éd., Trans-Atlantic Publications, Inc., Harlow, UK.
- Nithiarasu, P., Lewis, R.W., et Seetharamu, K.N. (2016). *Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, Ltd., West Sussex, UK.
- Noorzaei, J., Bayagoob, K.H., Thanoon, W.A., et Jaafar, M.S. (2006). Thermal and stress analysis of Kinta RCC dam: *Engineering Structures* 28, Vol. 28, p. 1795-1802, DOI: 10.1016/j.engstruct.2006.03.027.
- Novak, P., Moffat, A.I.B., Nalluri, C., et Narayanan, R. (2007). *Hydraulic Structures*, 4^e Éd., Taylor &

Références bibliographiques

- Francis Group, Oxford, UK.
- Pacheco-Torgal, F., Melchers, R., de Belie, N., Shi, X., et Tittelboom, Kim VanPerez Saez, A. (2018). *Eco-Efficient Repair and Rehabilitation of Concrete Infrastructures*, Elsevier, United Kingdom.
- Pakkala, T.A., Köliö, A., Lahdensivu, J., et Kivistie, M. (2014). Durability demands related to frost attack for Finnish concrete buildings in changing climate: *Building and Environment*, Vol. 82, p. 27-41, DOI: 10.1016/j.buildenv.2014.07.028.
- Pavel, Ž., Turk, G., et Kry, A. (2015). Effects of changing surrounding conditions on the thermal analysis of the most concrete dam: *Journal of Performance of Constructed Facilities*, p. 1-9, DOI: 10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000776.
- Pedro, J. oliviera (1999). *Arch Dams* (J. O. Pedro, Éd.), Springer Vienna, Vienna.
- Penot, I., Fabre, J., et Daumas, B. (2009). *Analyse et modélisation du comportement des ouvrages de génie civil par la prise en compte des températures de l'air : méthode H.S.T. thermique*, Commission Internationale Des Grands Barrages, Brasilia.
- Peyras, L. (2003). *Diagnostic et analyse de risques liés au vieillissement des barrages, développement de méthodes d'aide à l'expertise*, Université Blaise Pascal, Clermont II, p. 254.
- Phan, L.T., et Carino, N.J. (2003). Code provisions for high strength concrete strength-temperature relationship at elevated temperatures: *Materials and Structures*, Vol. 36, N° 2, p. 91-98, DOI: 10.1007/BF02479522.
- Prakash, G., Sadhu, A., Narasimhan, S., et Brehe, J. (2017). Initial service life data towards structural health monitoring of a concrete arch dam: *Struct Control Health Monit*, p. 1-19, DOI: 10.1002/stc.2036.
- Reddy, J.N., et Gartling, D.K. (2010). *The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics*, 3rd Éd., Taylor and Francis Group.
- Reindel, D.T., Beckman, W.A., et Duffie, A. (1990). Evaluation of hourly tilted surface radiation models: *Solar Energy*, Vol. 45, N° 1, p. 9-17.
- Robert B. Jansen (1988). *Advanced Dam Engineering for Design, Construction, and Rehabilitation* (R. B. Jansen, Éd.), Springer US, Boston, MA.
- Rubertis, K. De (2018). *Monitoring Dam Performance*, 1^{re} Éd., American society of civil engineers (ASCE), Reston, Virginia.
- Salazar, G. (2017). *A machine learning based methodology for anomaly detection in dam behaviour*, Barcelona School of Civil Engineering, p. 272.
- Salazar, F., Morán, R., Toledo, M., et Oñate, E. (2015). Data-Based Models for the Prediction of Dam Behaviour: A Review and Some Methodological Considerations: *Archives of Computational Methods in Engineering*, Vol. 24, N° 1, DOI: 10.1007/s11831-015-9157-9.
- Salazar, F., Toledo, M.Á., Oñate, E., et Suárez, B. (2016). Interpretation of dam deformation and leakage with boosted regression trees: *Engineering Structures*, Vol. 119, p. 230-251, DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.04.012.
- Santillán, D., Fraile-Ardanuy, J., et Toledo, M.Á. (2013a). « Dam seepage analysis based on artificial

Références bibliographiques

- neural networks: The hysteresis phenomenon ». *The 2013 International Joint Conference on Neural Networks (IJCNN)*, p. 1-8.
- Santillán, D., Salete, E., et Toledo, M.Á. (2015a). A new 1D analytical model for computing the thermal field of concrete dams due to the environmental actions Toledo: *Applied Thermal Engineering journal*, Vol. 85, p. 160-171, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2015.04.023.
- Santillán, D., Salete, E., Toledo, M.Á., et Granados, A. (2015b). An improved 1D-model for computing the thermal behaviour of concrete dams during operation . Comparison with other approaches: *Computers and Concrete*, Vol. 1, N° 1, p. 103-126, DOI: 10.12989/cac.2015.15.1.103.
- Santillán, D., Salete, E., Vicente, D.J., et Toledo, M.Á. (2013b). Treatment of solar radiation by spatial and temporal discretization for modeling the thermal response of arch dams: *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 140, N° 11, p. 1-18, DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000801.
- Saouma, V.E. (2014). *Numerical Modeling of AAR*, Taylor & Francis Éd., London, UK.
- Schleiss, A.J., et Pougatsch, H. (2011). *Les barrages*, 1ère édition Éd., Presses polytechniques et universitaires romandes (PPUR), Lausanne.
- Sheibany, F., et Ghaemian, M. (2006). Effects of environmental action on thermal stress analysis of karaj concrete arch dam: *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 132, N° 5, p. 532-544, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(2006)132:5(532).
- Shoukry, S.N., William, G.W., Downie, B., et Riad, M.Y. (2011). Effect of moisture and temperature on the mechanical properties of concrete: *Construction and Building Materials*, Vol. 25, N° 2, p. 688-696, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2010.07.020.
- da Silva, I.N., Hernane Spatti, D., Andrade Flauzino, R., Liboni, L.H.B., et dos Reis Alves, S.F. (2017). *Artificial Neural Networks*, Springer International Publishing, Cham.
- Simon, A., Royer, M., Mauris, F., et Fabre, J. (2013). « Analysis and interpretation of dam measurements using artificial neural networks ». *In Proceedings of the 9th ICOLD European Club Symposium*, Venice, Italy.
- SNCOLD (2003). « Methods of analysis for the prediction and the verification of dam behaviour ». *Wasser Energie Luft, Heft 3/4*, p. 73-110.
- Snoek, J., Larochelle, H., et Adams, R.P. (2012). Practical Bayesian Optimization of Machine Learning Algorithms:
- De Sortis, A., et Paoliani, P. (2007). Statistical analysis and structural identification in concrete dam monitoring: *Engineering Structures*, Vol. 29, N° 1, p. 110-120, DOI: 10.1016/j.engstruct.2006.04.022.
- Stanton, T.E. (1940). Expansion of Concrete Through Reaction Between Cement and Aggregate: *Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, Vol. 66, N° 10, p. 1781-1812.
- Stewart, M.G., Wang, X., et Nguyen, M.N. (2011). Climate change impact and risks of concrete infrastructure deterioration: *Engineering Structures*, Vol. 33, N° 4, p. 1326-1337, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.01.010>.
- Stucky, A., et Derron, M.-H. (1957). *Problemes thermiques poses par la construction des barrages*

Références bibliographiques

- reservoirs* (P. Fiessly, Éd.), Sciences & Techniques, École polytechnique fédérale de Lausanne, Lausanne, Switzerland.
- Surahyo, A. (2019). *Concrete Construction*, Springer International Publishing, Cham, Switzerland.
- Ta, V.-L., Bonnet, S., Senga Kiese, T., et Ventura, A. (2016). A new meta-model to calculate carbonation front depth within concrete structures: *Construction and Building Materials*, Vol. 129, p. 172-181, DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.10.103.
- Tatin, M. (2015). *Comportement thermique des barrages en béton : amélioration des modèles d'analyses physico-statistiques des mesures de déplacements*, Université de Grenoble, p. 285.
- Tatin, M., Bri, M., Dufour, F., Simon, A., et Fabre, J. (2018). Statistical modelling of thermal displacements for concrete dams : Influence of water temperature profile and dam thickness profile: *Engineering Structures*, Vol. 165, N° May 2017, p. 63-75, DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.03.010.
- Tatin, M., Briffaut, M., Dufour, F., Simon, A., et Fabre, J. (2015). Thermal displacements of concrete dams : Accounting for water temperature in statistical models: *ENGINEERING STRUCTURES*, Vol. 91, p. 26-39, DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.01.047.
- Tatin, M., Briffaut, M., Dufour, F., Simon, A., Fabre, J., et Rousset, B. (2012). « Thermal deformation of concrete dams : Justification , clarification and improvement of statistical analysis ». *Dams: Engineering in a Social & Environmental Context.*, Telford, T. éd., London.
- Thomas, M., et Kwilosz, J. (2012). « Alkali-aggregate reaction in concrete ». *Proceedings of the 14th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, Austin, Texas.
- Townsend, C.L. (1981). *Control of cracking in mass concrete structures*, United States Bureau of Reclamation (USBR), Denver, Colorado, U.S.A.
- USACE (1995). *Gravity Dam Design*, Departemen Éd., Washington.
- USBR (1977). *Design Criteria for Concrete Arch and Gravity Dams*, United States Departement of the Interior Bureau of Reclamation, Washington.
- USBR (1976). *DESIGN OF GRAVITY DAMS*, United States Departement of the Interior Bureau of Reclamation, Colorado.
- USBR (1987). *Design Of Small Dams*, 3^e Éd., Washington, DC.
- Yuan, Y., et Wan, Z.. (2002). Prediction of cracking within early-age concrete due to thermal, drying and creep behavior: *Cement and Concrete Research*, Vol. 32, N° 7, p. 1053-1059, DOI: 10.1016/S0008-8846(02)00743-3.
- Zahedi, P., Parvande, S., Asgharpour, A., McLaury, B.S., Shirazi, S.A., et McKinney, B.A. (2018). Random forest regression prediction of solid particle Erosion in elbows: *Powder Technology*, Vol. 338, p. 983-992, DOI: 10.1016/j.powtec.2018.07.055.
- Zarrin, O., Ramezan Shirazi, M., Moniri, H., et Moniri, M. (2016). Roller-Compacted Concrete Dams Rehabilitation in Terms of Different Problem: *Journal of Civil & Environmental Engineering*, Vol. 06, N° 02, p. 2-5, DOI: 10.4172/2165-784x.1000221.
- Zeroual, A., Assani, A.A., Meddi, M., et Alkama, R. (2019). Assessment of climate change in Algeria

Références bibliographiques

from 1951 to 2098 using the Köppen–Geiger climate classification scheme: *Climate Dynamics*, Vol. 52, N° 1, p. 227-243, DOI: 10.1007/s00382-018-4128-0.

Zhang, Y., et Ma, L. (1991). « Relation between the ageing of concrete and the ambient temperature ». *17th ICOLD Congress on Large Dams*, Vienne, Austria, p. 257-268.

Zhou, W., Li, H., et Nasser, H. (2008). « Study on variability of modal parameters of concrete structure: humidity and moisture effect ». *Proceedings Volume 6934, Nondestructive Characterization for Composite Materials, Aerospace Engineering, Civil Infrastructure, and Homeland Security*, Shull, P.J., Wu, H.F., Diaz, A.A. et Vogel, D.W. éd., p. 69340T.

Zienkiewicz, O.C., et Morgan, K. (1983). *Finite Elements and Approximation*, Wiley Inte Éd., New York.

Zienkiewicz, O.C., et Taylor, R.L. (2000). *The finite element method: Volume 1: The basis* (H. Butterworth, Éd.), 5th Éd., Elsevier Science Publishers, Boston, Oxford.

Annexes

Annexe I.1

DISPOSITIFS D'AUSCULTATION DES DEFORMATIONS THERMIQUES DANS UN BARRAGE EN BETON

Température

Les mesures de température remplissent diverses fonctions pour surveiller les performances des barrages. Les dispositifs de mesure de la température sont installés dans les barrages en béton pendant la construction pour plusieurs raisons. La surveillance de la température du béton pendant la mise en place indique le taux de durcissement et l'efficacité du refroidissement. Lier la température au comportement structurel favorise la compréhension des déviations saisonnières. Les instruments de mesure de température les plus courants sont les détecteurs de température à résistance (RTD) et les thermocouples.

Capteur de température à résistance de platine (RTD)

Les capteurs de température à résistance de platine (RTD) sont des appareils qui détectent la température en mesurant la variation de la résistance d'un matériau. Le RTD est ajusté avec précision en fabrication à une résistance spécifique à une température de référence. La pureté du métal affecte les caractéristiques et la stabilité à long terme.

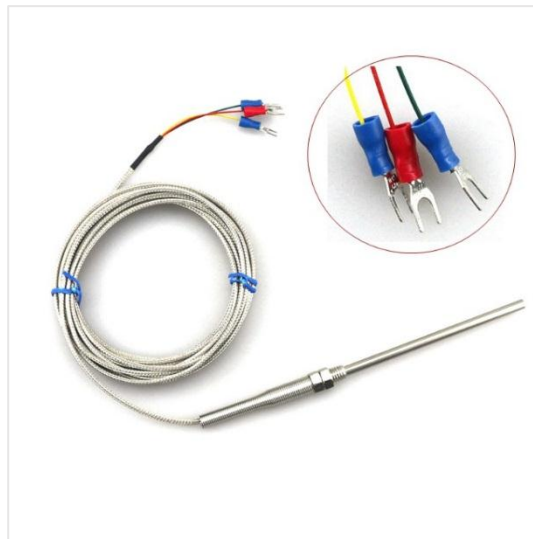


Figure I.1.1 : Capteur de température à résistance de platine (RTD)

Pour des mesures de température stables à long terme, les RTD en platine sont les plus performants. Le principal inconvénient est que les exigences de conditionnement du signal imposées aux systèmes de mesure automatisés rendent le système d'instrumentation total plus cher. La résistance RTD est relativement faible et les erreurs dues à la résistance du fil conducteur doivent être éliminées.

Les thermocouples

Contrairement aux autres appareils, qui détectent la température en fonction d'un coefficient de température de résistance, les thermocouples génèrent une différence de tension

à la jonction de deux métaux différents qui est fonction de la température de jonction. Les tensions à pleine échelle générées par les thermocouples sont bipolaires dans la plage des millivolts. Pour atteindre la précision spécifiée, le circuit de mesure doit être capable de mesurer avec précision en dessous du niveau de 10 mV. De plus, le circuit de mesure doit inclure une jonction de référence de thermocouple de température connue, ainsi que les circuits et le logiciel pour calculer la compensation.

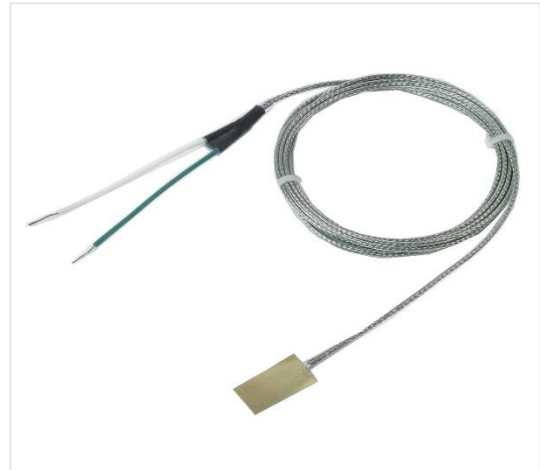


Figure I.1.2 : Thermocouples

Les thermocouples sont souvent utilisés pour la surveillance de la température des barrages en béton pendant la construction. Les thermocouples sont les capteurs de température les plus utilisés en raison du large choix de plages de températures pour différents types de thermocouples, et plus précisément parce que de nombreux thermocouples peuvent être utilisés pour des températures de processus très élevées.

Les thermocouples pour la surveillance des barrages en béton sont de type T (cuivre constant). La précision d'interchangeabilité pour un thermocouple de type T est généralement de $\pm 1,8 \text{ }^\circ \text{F}$ ($\pm 1 \text{ }^\circ \text{C}$). La plus grande contribution aux erreurs provient généralement de la simulation électronique de jonction de référence, qui est une spécification de performance du système de mesure.



Figure I.1.3 : Thermocouples type T

Déformations

Pour déterminer les déformations des barrages, les techniques les plus utiles sont celles qui facilitent la mesure rapide. Les pendules directs et inverses sont couramment utilisés dans les barrages en béton pour mesurer les déplacements de la structure.

Les déformations horizontales du barrage, en amont et en aval et dans les directions rive gauche – rive droite, ont traditionnellement été mesurés à l'aide des pendules directs. Un pendule direct est un instrument référencé par gravité. Il se compose de quelques composants simples :

- un fil en plomb attaché à un point fixe, il doit être suffisamment lourd pour maintenir le fil stable et exempt de vibrations indésirables. Pour amortir l'action du fil à plomb et pour minimiser les vibrations locales, un récipient est prévu dans lequel le fil à plomb est immergé.
- un poids et un seau d'amortissement contenant un fluide d'amortissement, généralement de l'huile, pour amortir les mouvements du poids dus au vent, aux vibrations et à la circulation de l'air. Le seau doit avoir au moins 8 pouces de diamètre pour assurer la libre circulation du fil à plomb et environ 10 pouces de profondeur.
- une table de lecture située dans l'une des galeries. Les déplacements sont déterminés en mesurant la distance entre le fil à plomb et une ligne gravée sur la table de lecture.

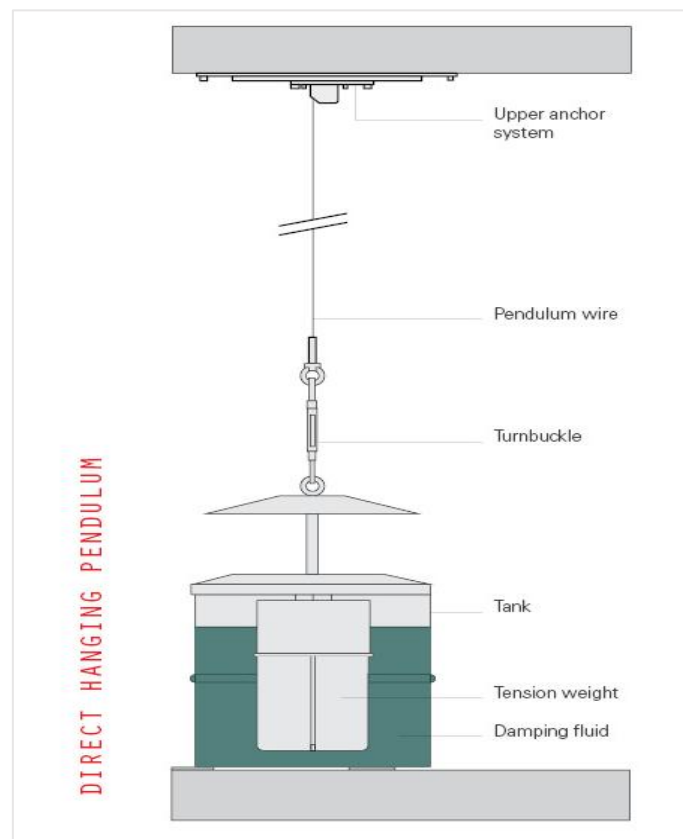


Figure I.1.4 : Schéma d'un pendule directe

Les pendules inversés sont couramment utilisés dans les barrages en béton pour mesurer les changements de verticalité de la structure. Il a une construction et un fonctionnement similaires au pendule classique. Un pendule inverse diffère d'un fil à plomb en ce qu'il est ancré dans un trou de forage à la fondation du barrage, ce qui oblige à placer un flotteur et unseau d'amortissement au-dessus du point d'ancrage.

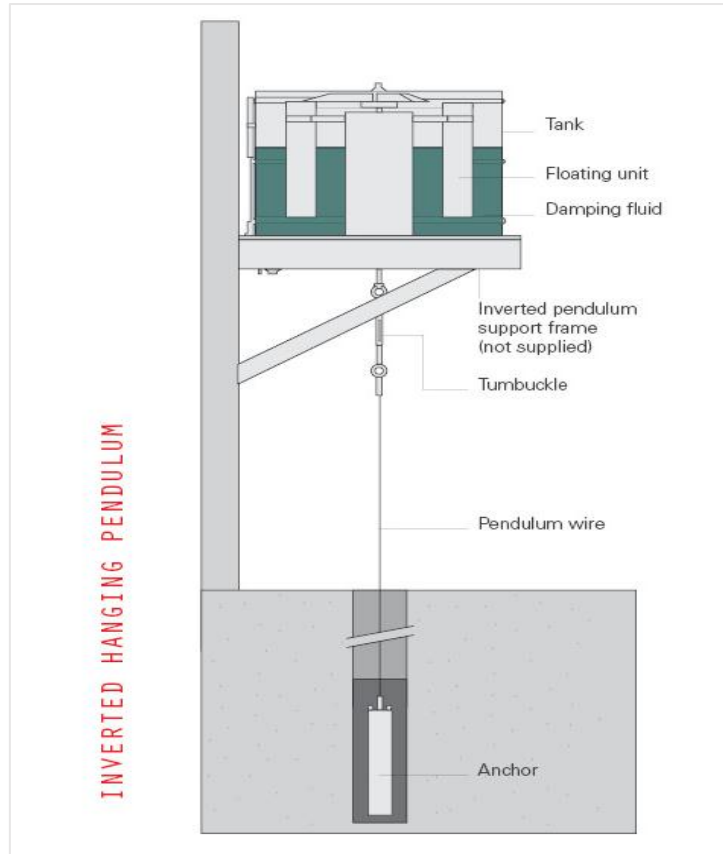


Figure I.1.5 : : Schéma d'un pendule inversé

Le pendule inversé est utilisé en conjonction avec les pendules directs pour étendre la longueur des files en plomb et pour faciliter la lecture d'un long chemin, car les deux stations de lecture peuvent être combinées dans la même ouverture.

Les pendules sont généralement installés dans des puits s'étendant verticalement dans le béton du barrage. Les longueurs du fil en plomb ne dépassent généralement pas 50–80 m dans un barrage en béton. Pour les barrages plus hauts, plusieurs filets à plomb peuvent être installés en alignement vertical, l'un au-dessus de l'autre, en commençant par un pendule inversé ancré dans la fondation, pour obtenir un profil complet de tout changement verticale.

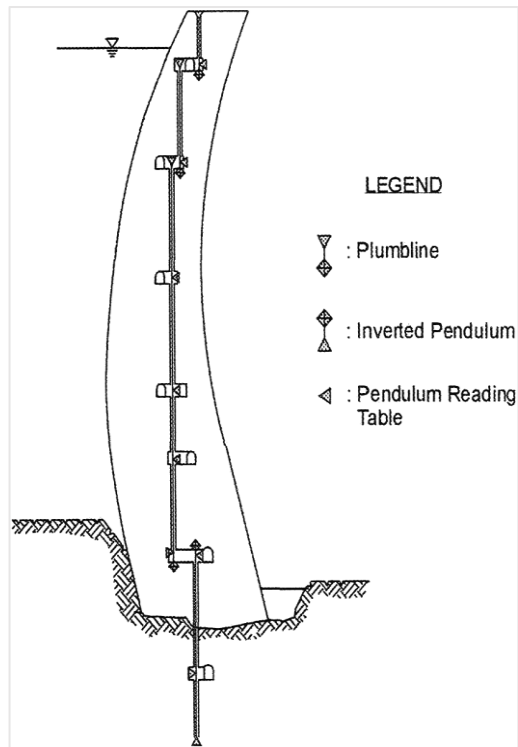


Figure I.1.6 : Chaîne de plusieurs pendules directs et un pendule inversé installé dans un barrage voûte

Annexe II.1

PLAN GENERALE DU BARRAGE DE TICHY HAF

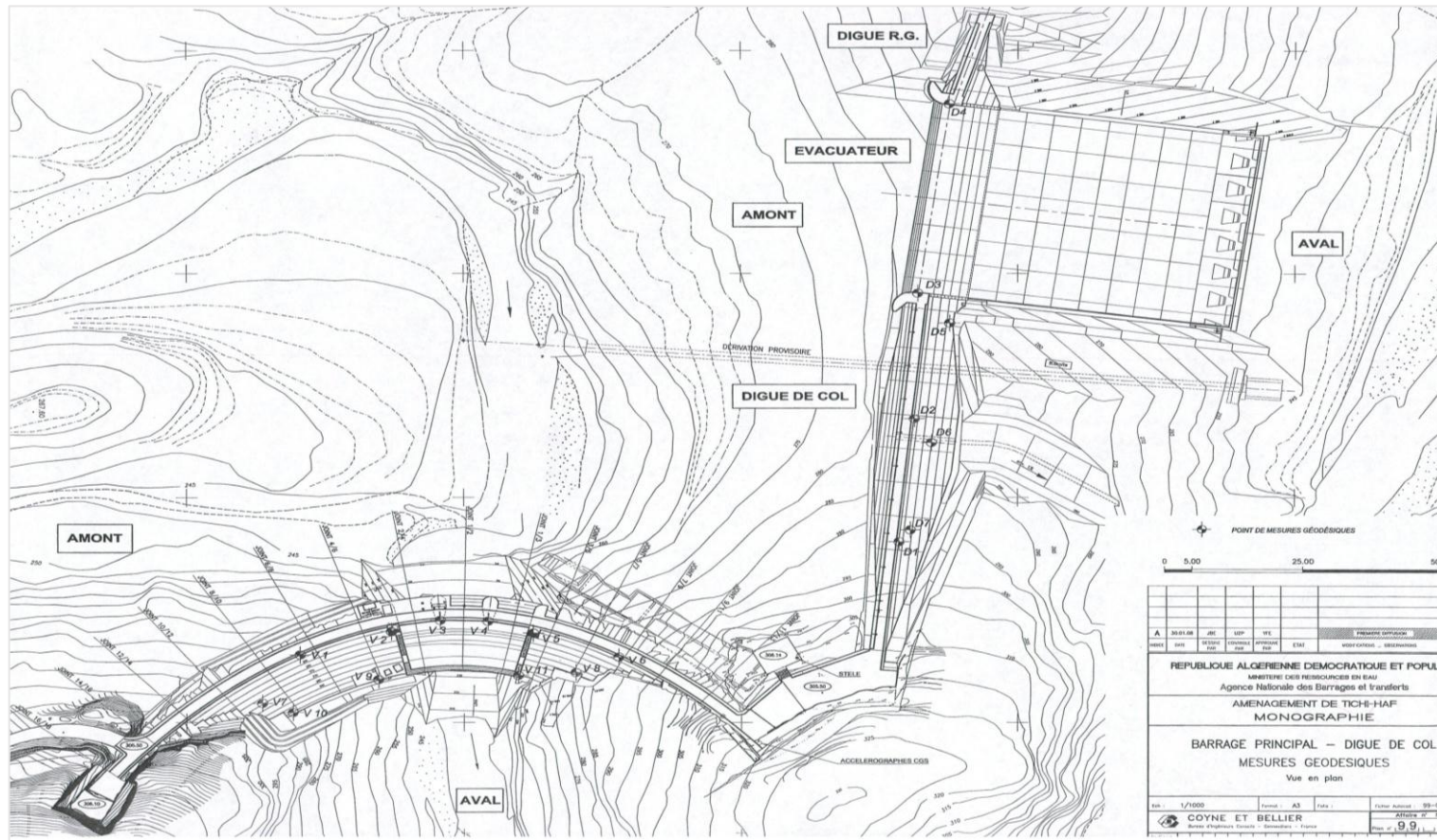


Figure II.1 : Vue en plan du barrage Tichy Haf, Ech : 1/2000 (source ANBT)

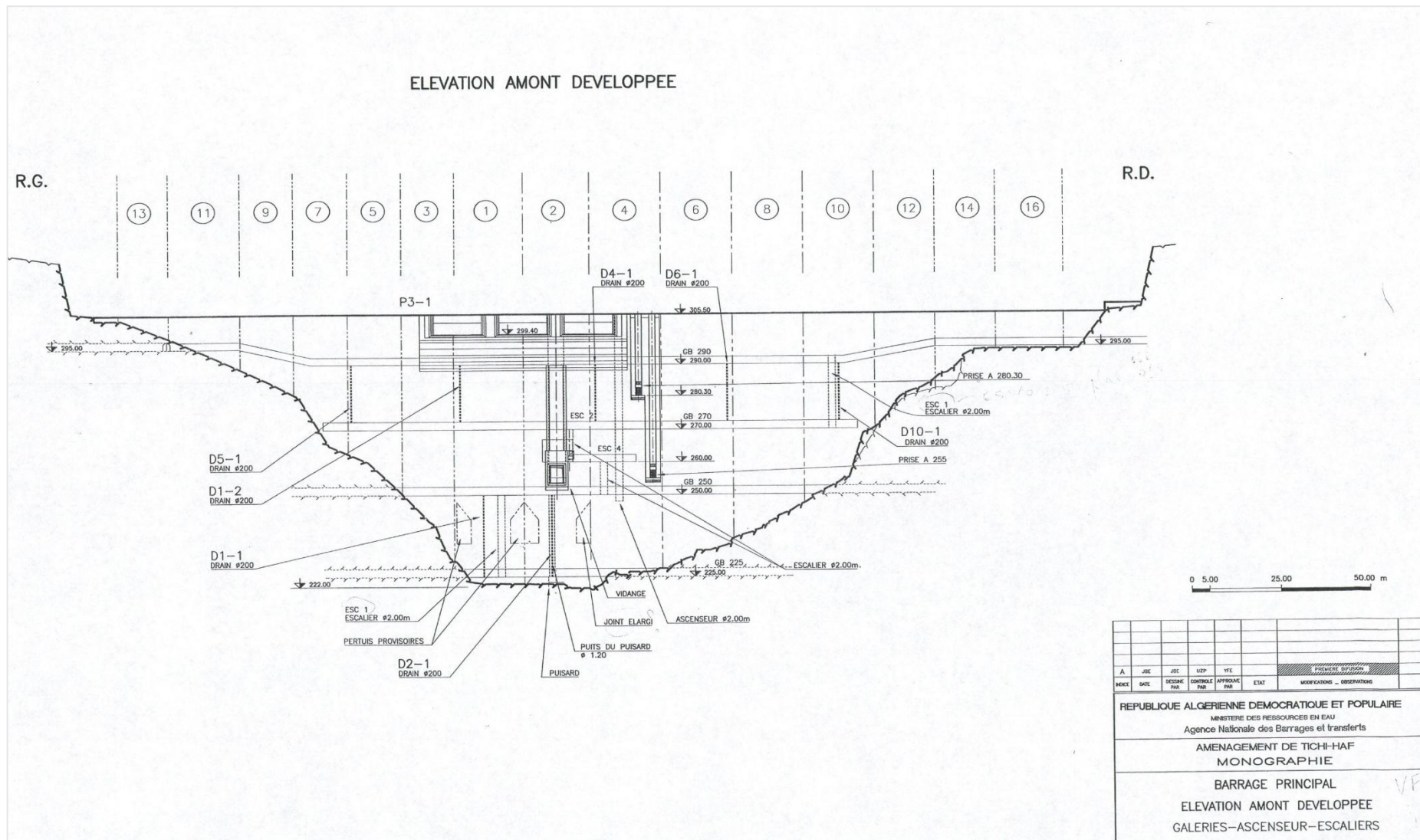


Figure II.2 : Vue en plan du barrage Tichy Haf, Ech : 1/2000 (source ANBT)

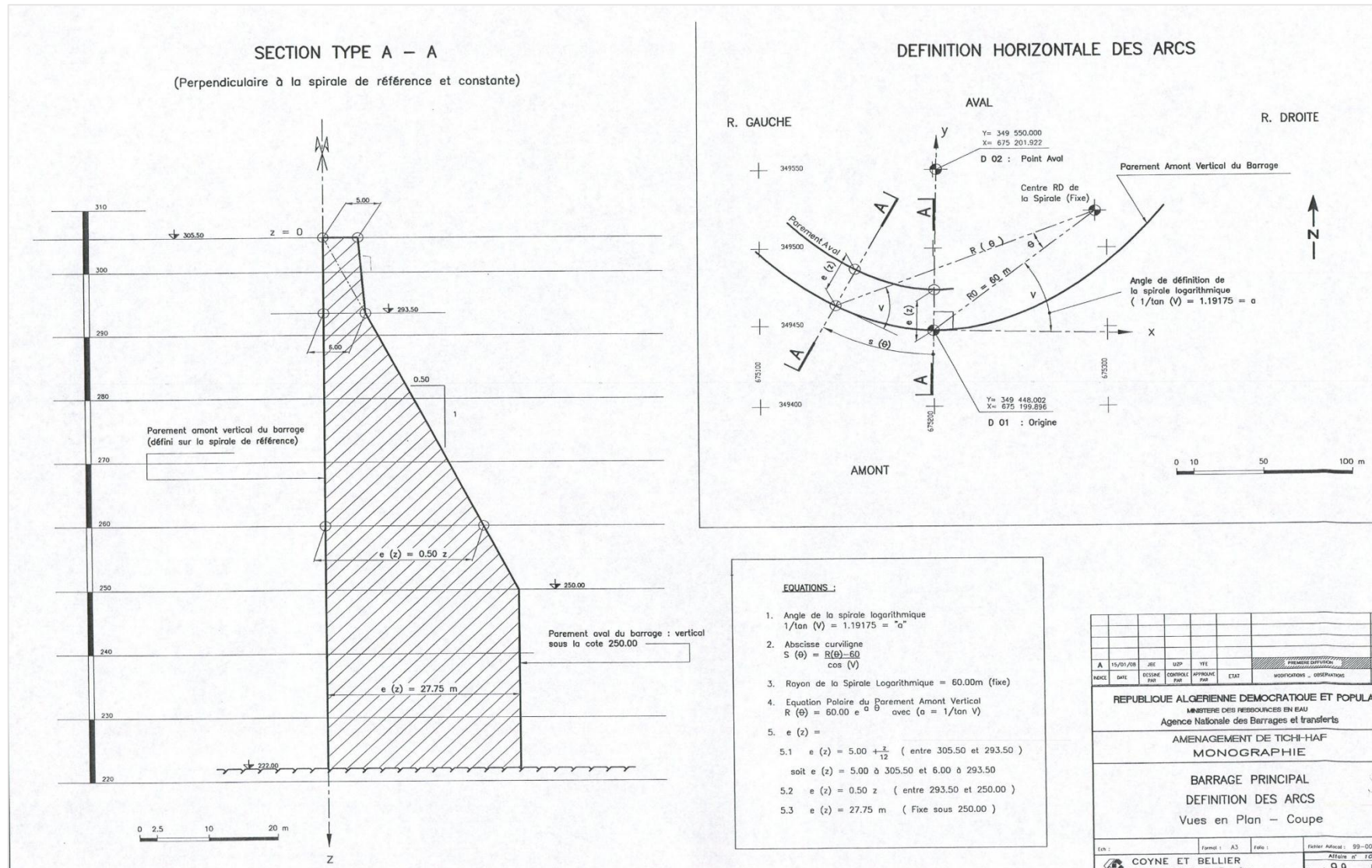


Figure II.3 : Définition des arcs

Annexe II.2

RELATIONS ASTRONOMIQUES

Rayonnement solaire extraterrestre

La Terre effectue un tour sur son propre axe toutes les 24 heures et tous les 365,25 jours autour du Soleil. L'orbite de la Terre autour du Soleil est une ellipse excentrique. Par conséquent, le mouvement de la terre autour du soleil n'est pas le même tout au long de l'année.

La distance entre la Terre et le Soleil, r , varie chaque jour de l'année. Cette distance est formulée en termes de séries de Fourier avec un nombre suffisant de coefficients pour assurer une précision adéquate. Ainsi, avec une erreur maximale de 0,0001, (Spencer, 1971) a proposé l'expression suivante pour calculer le facteur de correction de l'excentricité de l'orbite terrestre, E_o :

$$E_o = 1,000110 + 0,034221 \cos \Gamma_d + 0,001280 \sin \Gamma_d + 0,000719 \cos 2\Gamma_d + 0,000077 \sin 2\Gamma_d$$

L'irradiation extraterrestre moyenne quotidienne sur une surface horizontale $H_{G,o}$ est évaluée à partir de la constante solaire $I_{sc} = 4,921 \text{ MJ/m}^2 \text{ h}^{-1}$ avec :

$$H_{G,o} = \frac{24 I_{sc}}{\pi E_o} (\cos \delta \cos \phi \sin \omega_o + \omega_o \sin \delta \sin \phi)$$

Où :

E_o = facteur de correction soleil-terre, ϕ = latitude du site, ω_o = angle horaire de lever du soleil.

$$\omega_o = -\tan \phi \tan \omega$$

Le rayonnement extraterrestre horaire sur une surface horizontale $I_{G,o}$ pendant une période comprise entre les angles horaires ω_1 et ω_2 est calculé par

$$I_{G,o} = \frac{24 I_{sc}}{\pi E_o} \left[\sin \delta \sin \phi \frac{\pi}{12} + \cos \delta \cos \phi \cos \left(\frac{\omega_2 - \omega_1}{2} \right) \sin \left(\frac{\pi}{12} \right) \right]$$

L'élévation solaire moyenne quotidienne en dehors de l'atmosphère est également calculé avec l'expression suivante :

$$\sin \alpha_o = \frac{\cos \phi \cos \delta (\sin \omega_o - \omega_o \cos \omega_o)}{\omega_o}$$

Position du Soleil par rapport aux surfaces horizontales

- **Angle d'incidence θ** : c'est l'angle entre le rayonnement du faisceau sur une surface et la normale à cette surface

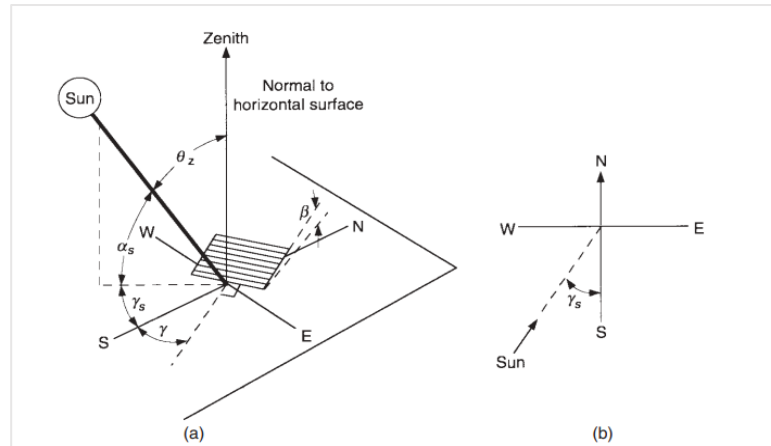


Figure II.2.1 : (a) Angle Zenith θ_z , pente β , et angle d'azimut solaire γ pour une surface inclinée.
(b) Vue en plan montrant l'angle d'azimut solaire (Duffie, Beckman, 2013)

- **L'angle zénithal θ_z :** l'angle entre la verticale et la ligne du soleil, c'est-à-dire l'angle de l'incidence du rayonnement du faisceau sur une surface horizontale. Il varie entre 0° et 90° .
- **Angle d'altitude solaire α :** l'angle entre l'horizontale et la ligne du soleil, c'est-à-dire le complément de l'angle zénithal. Sa valeur varie également entre 0° et 90° , étant le complément de l'angle zénithal.

$$\cos \theta_z = \sin \delta \sin \phi + \cos \delta \cos \phi \cos \omega = \sin \alpha$$

- **L'azimut solaire γ :** est l'angle formé entre la projection des rayons du soleil sur l'horizon de l'observateur et la ligne contenue dans l'horizon et qui a une direction nord-sud et passe par l'observateur. Sa valeur varie entre 0° et 180° , avec un signe positif mesuré à l'est et négatif à l'ouest.

$$\cos \gamma = \frac{\sin \alpha \sin \phi - \sin \delta}{\cos \alpha \cos \phi}$$

- **L'angle horaire ω :** est l'angle mesuré dans la voûte céleste qui forme le méridien de l'observateur et le méridien solaire. Il change de 15 degrés toutes les heures, ayant une valeur nulle à midi solaire et un signe négatif le matin.

$$\omega = \pi \left(1 - \frac{t}{12}\right)$$

L'heure solaire locale (HSL) est l'heure solaire mesurée sur la référence du jour solaire réel dans une position à la surface de la terre, c'est-à-dire par rapport à un méridien local. L'heure solaire locale varie en fonction de la position où elle est mesurée et du jour de l'année. Il peut être donné par l'expression suivante :

$$\text{HSL} = 12 + \frac{\omega}{15}$$

Annexe III

DONEES BRUTES DES THERMOCOUPLES ET DES DEPLACEMENTS DANS LE BARRAGE DE TICHY HAF

Tableau III.1 : Positions des thermocouples et des pendules dans la digue de Tichy Haf

Thermomètres					
Nom	Plot	Hauteur (mNGA)	Epaisseur (m)	Distance du parement amont (m)	
270-03-UP	3	270	17.5	5.0	
270-03-DW	3	270	17.5	13.0	
270-06-UP	6	270	17.5	4.0	
270-06-DW	6	270	17.5	13.5	
250-01-UP	1	250	27	5.5	
250-01-DW	1	250	27	10.5	
250-06-UP	6	250	27	5.0	
250-06-DW	6	250	27	10.0	
Pendules					
P1	3	270	17	--	
P2	1	250	27	--	
P3	8	270	17	--	
P4	8	250	27	--	

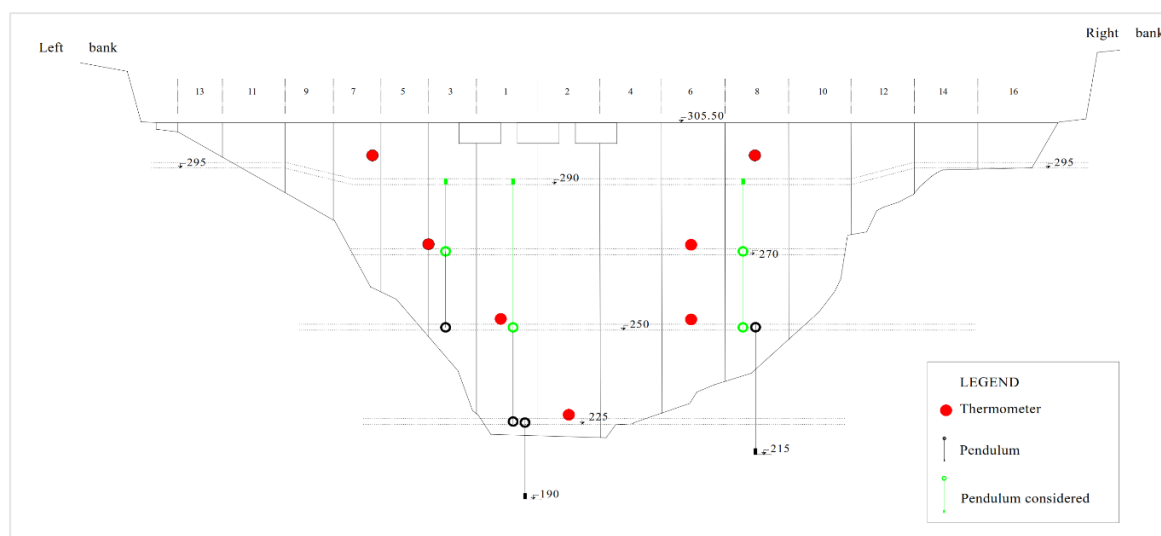
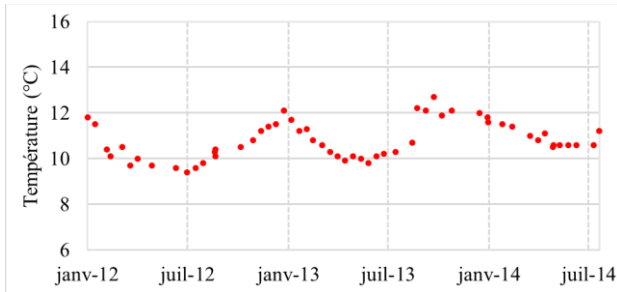
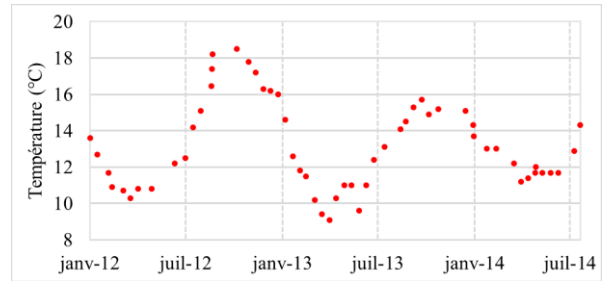


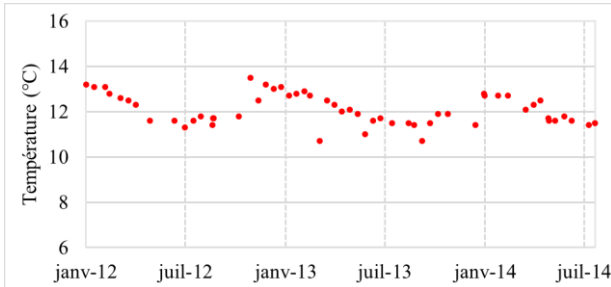
Figure III.1 : Emplacements des pendules et des thermomètres dans le barrage de Tichy Haf



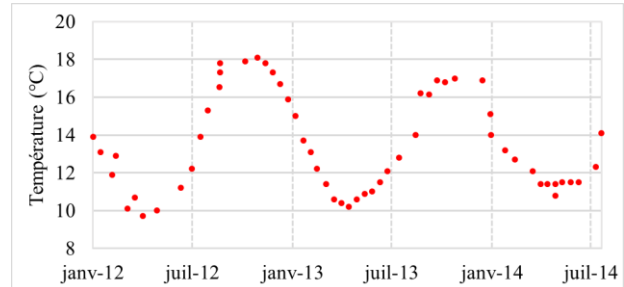
270-03-UP



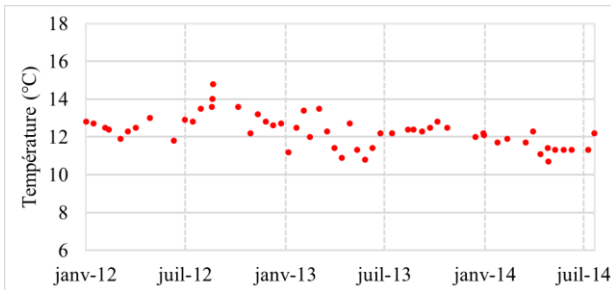
270-03-DW



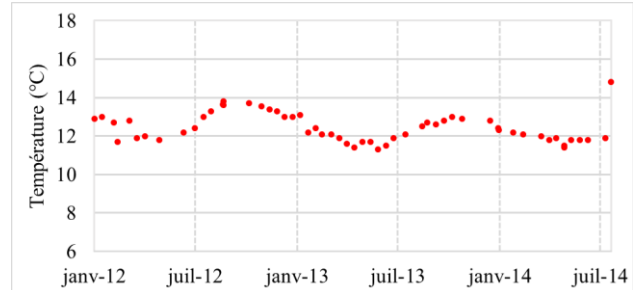
270-06-UP



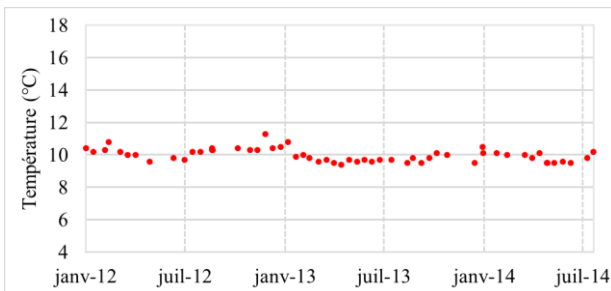
270-06-DW



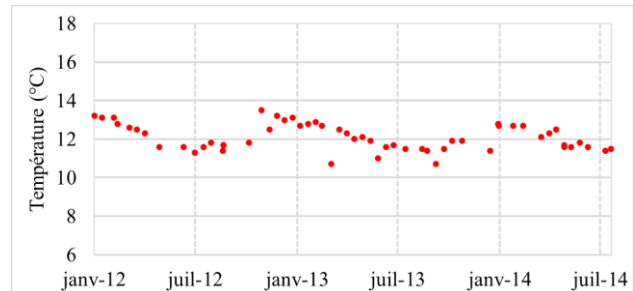
250-01-DW



250-01-DW



250-06-UP



250-06-DW

Figure III.2 : Lecture des thermocouples du barrage de Tichy Haf

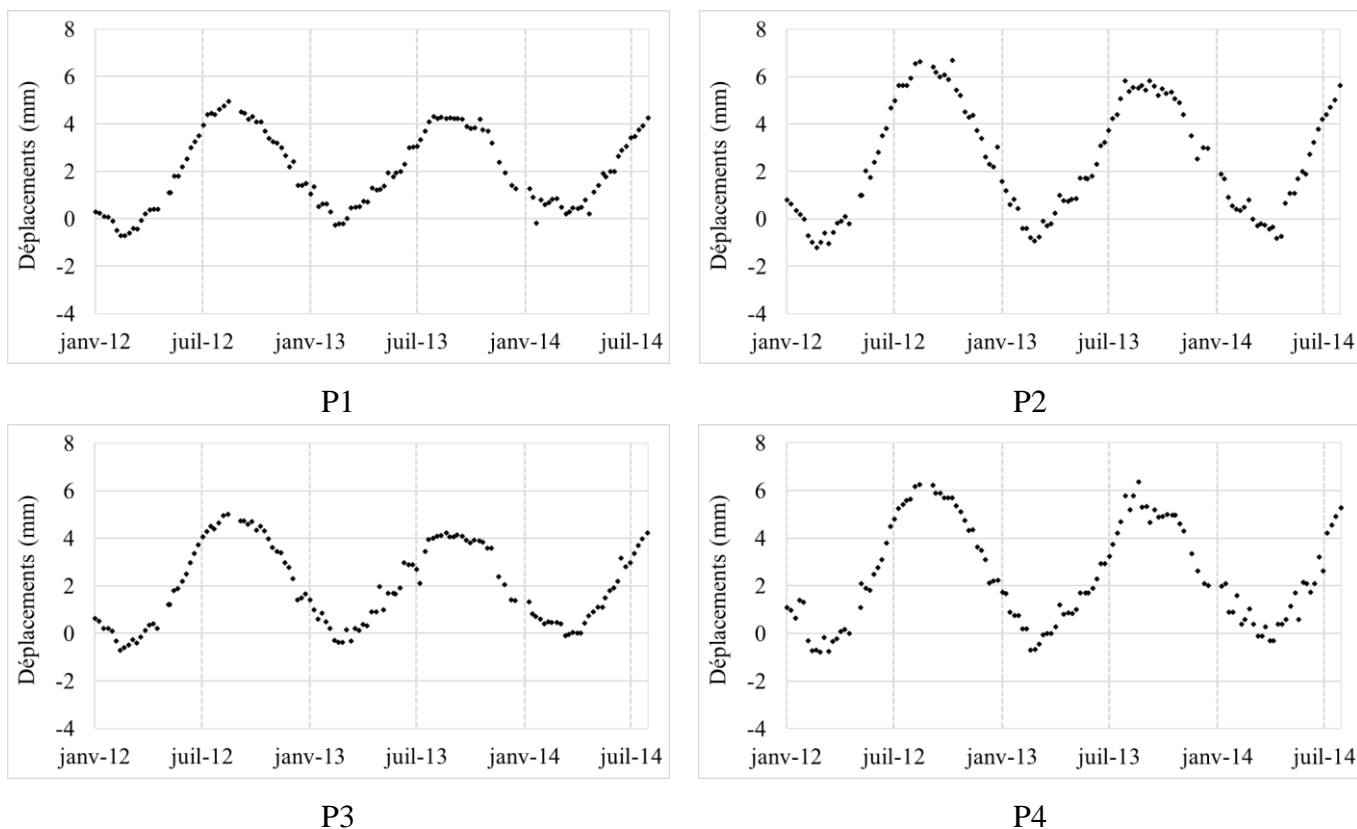


Figure III.3 : Déplacements enregistrés par les différents pendules directes installés au barrage de Tichy Haf

Travaux publiés

Analysis of Dam Behavior by Statistical Models: Application of the Random Forest Approach

Ahmed Belmokre*, Mustapha Kamel Mihoubi**, and David Santillán***

Received February 27, 2019/Revised August 7, 2019/Accepted September 2, 2019/Published Online October 14, 2019

Abstract

Dams are singular infrastructures whose safety assessment requires mathematical models for predicting its behavior and detecting anomalies. Here, we develop an approach based on random forest regression for dam displacement prediction. Random forest regression is a non-parametric statistical technique that can deal with non-linearities and does not need assumptions regarding relationship between predictors. Inputs to the model are the water level in the reservoir, time, and concrete temperature, and the outputs –predicted variables– are movements at the desired points. Since concrete temperature is only available at those points where thermometers are placed, we compute the thermal field at any point of the dam through a one-dimensional deterministic model. Our thermal model accounts for solar radiation, shading, night and evaporative cooling, convection with the air, and long wave radiation exchange. We assess the performance of our model by comparing its estimates with recorded data at a case study, an arch dam located in Algeria, and with outputs computed by two widely used statistical models and an artificial neural network model. Our model provides satisfactory predictions and improves the results of the other models. Our approach is a powerful tool for analyzing dam displacements and incorporates a rigorous evaluation of thermal loads. It emerges as a good alternative for practitioners and stakeholders.

Keywords: *arch dam, thermal analysis, displacements, solar radiation, random forest*

1. Introduction

Dams are singular infrastructures due to their dimensions, long service life, impacts, and specially their potential risk. Society demands adequate safety levels, which can be ensured through safety monitoring tasks that guarantee proper dam functionalities (Gamse *et al.*, 2018) and allow engineers to detect threatening behaviors for preventing from catastrophic failures. Monitoring tasks include the collection of behavior data, analysis and interpretation of data, and lastly the decision-making and correcting measures if deficiencies are detected.

Mathematical models are useful tools for the analysis and interpretation of data. Models simulate dam behavior by extracting knowledge from physical laws –deterministic models–, or from recorded data in the infrastructure of interest –statistical models–, or both sources –hybrid and mixed models–, and allow engineers to compare real data with estimates of normal behavior (Li *et al.*, 2015; Mata *et al.*, 2013a, 2013b).

Statistical models are widely used to estimate movements in dams due to its simplicity of formulation and easy execution (De

Sortis and Paoliani, 2007). They used to be based on the multiple linear regression (MLR) method (Gamse *et al.*, 2018; Li *et al.*, 2013), being the crux of the model a linear combination of functions that depend on the actions over the dam –temperature, water level ...– and whose coefficients are estimated through the MLR method. Some models of this nature are the hydrostatic-season-time (HST) model, the hydrostatic-temperature-time (HTT) model, or the hydrostatic-season-thermal-time (HSTT) model.

The HST model is widely applied and accepted by practitioners (Léger and Leclerc, 2007; Li *et al.*, 2015; Salazar *et al.*, 2016), being an interesting tool for estimating displacements of arch dams (Li *et al.*, 2013; Mata, 2011). The model accounts for the hydrostatic and thermal loads as reversible actions, and time as irreversible effect (Ardito *et al.*, 2008; Gamse *et al.*, 2018). However, thermal loads are approximated with a one year period harmonic function (Gamse *et al.*, 2018; Léger and Seydou, 2009; Li *et al.*, 2015; Tatin *et al.*, 2018), and hydrostatic and thermal loads are assumed to be independent. Conversely, concrete temperature at the upstream face is affected by water temperature

*Ph.D. Student, Laboratoire Mobilisation et Valorisation des Ressources en Eau (MVRE), Ecole Nationale Supérieure d'Hydraulique (ENSH), Blida 31 09000, Algeria (E-mail: a.belmokre@ensh.dz)

**Professor, Laboratoire Mobilisation et Valorisation des Ressources en Eau (MVRE), Ecole Nationale Supérieure d'Hydraulique (ENSH), Blida 3109000, Algeria (E-mail: mihkam@ensh.dz)

***Associate Professor, Dept. de Ingeniería Civil: Hidráulica, Energía y Medio Ambiente, Universidad Politécnica de Madrid, Madrid 28040, Spain (Corresponding Author, E-mail: david.santillan@upm.es)

(Salazar *et al.*, 2016). Mata *et al.* (2013b) partially addressed this drawback by incorporating the effect of daily thermal oscillations through a time Fourier transform over the residuals of the HST model.

The HSTT model improves the previous approach by accounting for thermal variations of daily temperatures from seasonal values. Later, the effect of water temperature on the response of the dam was incorporated (Tatin *et al.*, 2015). Further developments of this model led to a simplified deterministic model (Tatin *et al.*, 2018).

Léger and Leclerc (2007) developed the HTT model. Thermal loads are included through the so-called average and lineal decomposition of the thermal field along a finite number of cross-sections in the dam. Thermal fields in the desired sections are computed using data from concrete thermometers through an inverse analysis of an analytical solution of the one-dimensional (1-D) heat equation. Some variations of this model are the HT_TT or the HT_{PCAT} models (Mata *et al.*, 2013a), or the combination with structural approaches resulting into hybrid models (Perner and Oberhuber, 2010).

Recent approaches are based on artificial neural networks (Mata, 2011; Santillán *et al.*, 2013, 2014a), vector support machine (Grujovic *et al.*, 2014), adaptive neuro-fuzzy systems (Salazar *et al.*, 2015) or boosted regression trees (Salazar *et al.*, 2016). These new techniques provide more accurate results and avoid the limitations of traditional statistical methods due to their ability to detect nonlinear relationships and correlations between predictors.

A relative novel machine-learning approach is the random forest regression (RFR) (Breiman, 2001), which is a robust nonparametric technique that has emerged from the classification and regression tree method (Archer and Kimes, 2008; Behrens *et al.*, 2018; Genuer *et al.*, 2010; Khanchi *et al.*, 2018). Its efficiency has been proved in several fields (Behrens *et al.*, 2018; Khanchi *et al.*, 2018; Zahedi *et al.*, 2018). RFR combines predictions from a large number of individual trees and is able to score the importance of each predictor (Breiman, 2001; Genuer *et al.*, 2010).

RFR can deal with nonlinearities (Behrens *et al.*, 2018; Genuer *et al.*, 2010; Khanchi *et al.*, 2018), and provides accurate results even with small size data sets (Archer and Kimes, 2008; Brokamp *et al.*, 2017). However, its application to dam engineering problems remains almost unexplored. Recently, Dai *et al.* (2018) estimated the displacement of a concrete dam using a RFR model. But only seasonal thermal variations were considered and concrete temperature was disregarded, which may lead to inefficiencies and misinterpretations.

The quality of the predictions provided by statistical models depends partially on the position of concrete thermometers, needing a dense and well distributed network of sensors embedded in the dam body. Inadequate networks result in biased thermal characterizations and, consequently, imprecise estimates of dam displacements. Moreover, an important number of dams are not equipped with thermometers, contain an insufficient number of sensors, or they are misplaced or damaged.

Here, we propose a methodology for estimating displacements in arch dams through a mixed model. The mixed nature arises from the deterministic thermal model adopted to compute temperatures at any point of the dam, whereas the statistical nature emerges from the use of RFR model for estimating movements. Concrete temperature are computed through a straightforward 1-D model based on the finite different method (Agulló *et al.*, 1996; Santillán *et al.*, 2015c) that accounts for convection with the surround air, solar radiation, shading, long wave radiation exchange, water temperature, night cooling effect and evaporative cooling (Santillán *et al.*, 2014b). We apply our methodology to the Tichy Haf arch dam, located in northern Algeria. We estimate the displacements at several points of our case study with our methodology and two classical statistical approaches, the HST and HTT models, as well as one widely used learning machine approach, an artificial neural network (ANN). Lastly, we compare estimates of the four models with recorded data at the case study.

2. Methodology

In the following sections we introduce our deterministic thermal model, which provides the thermal input to our displacement model. Later, we describe the four approaches adopted in our study. We classify the models into two groups, the machine learning group includes the RFR and ANN approaches, and the statistical group incorporates the HST and HTT formulations.

2.1 Deterministic Thermal Model

The heat equation in a solid without sink or sources of energy is given by (Fourier, 1822):

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{\lambda}{\rho c} \nabla \theta \right) = 0 \quad (1)$$

where t is time, θ is the temperature of the solid, λ is the thermal conductivity, ρ is the density, and c is the specific heat. Since temperature of materials diverges in a narrow range, we consider thermal properties to be invariant with temperature (Léger *et al.*, 1993a, 1993b). We adopt two types of boundary conditions: 1) imposed heat flux in points in contact with air and 2) imposed temperature at points in contact with water.

2.1.1 Boundary Conditions

2.1.1.1 Heat Fluxes

We compute heat fluxes with the methodology proposed by Santillán *et al.* (2015a, 2015b, 2015c). The total heat flux q at a given point in the dam face at temperature θ is the sum of four heat fluxes: convection between the face and the air q_c , long wave radiation exchange q_r , evaporative cooling q_{ev} , and solar radiation q_s , as follows:

$$q = q_c + q_r + q_{ev} + q_s \quad (2)$$

q_c is computed through the Newton cooling law:

$$q_r = h(\theta_a - \theta) \quad (3)$$

where θ_a is the air temperature in contact with the face of the dam and h is the convection coefficient, given by:

$$h = 3.67 + 3.83 V_w \quad (4)$$

being V_w the wind speed in m/s. If the convection is natural, h becomes $3.5 \text{ Wm}^{-2}\text{C}^{-1}$. These formulae have provided accurate results in applications to concrete box girder bridges (Mirambell and Aguado, 1990) and dams (Agullo *et al.*, 1996; Santillan *et al.*, 2014b).

The long wave radiation exchange is governed by the Stefan-Boltzmann law:

$$q_r = eC_s(\theta_{sk}^4 - \theta^4) \quad (5)$$

in which e is the emissivity of the concrete surface, C_s is the Stefan-Boltzmann constant, and θ_{sk} is the sky temperature. The law can be linearized by (Branco *et al.*, 1992):

$$q_r = H_r(\theta_{sk} - \theta) \quad (6)$$

where H_r is the radiation exchange coefficient, given by (Mirambell *et al.*, 1991):

$$H_r = e[4.8 + 0.075(\theta_{sk} - 278.15)] \quad (7)$$

Equation (7) is valid for narrow differences between concrete and sky temperatures.

The sky temperature is equal to the ambient one during the day, but during the night it is lower. This phenomenon is called night radiative cooling and θ_{sk} is then given by (Chen *et al.*, 1995):

$$\theta_{sk} = (0.736 + 0.00577 \theta_{dp})^{0.25} \theta_a \quad (8)$$

where θ_{dp} is the dew point temperature, computed with the Clausius-Clapeyron equation as function of the relative humidity and the ambient temperature (Lawrence, 2005).

The evaporative cooling, q_{ev} , is responsible for the heat loss due to the evaporation of water from rainfall. It is computed with:

$$q_{ev} = -q_m h_w \quad (9)$$

where h_w is the latent heat of evaporative water and q_m is the moisture evaporative flux, given by:

$$q_m = E_s e_s (1 - h_r) \quad (10)$$

in which, E_s is the moisture emission coefficient, e_s is the saturation vapour pressure, and h_r is the relative humidity. We assess E_s through the Lewis' relationship (Chuntranuluck *et al.*, 1998):

$$\frac{h}{E_s} \approx \frac{29c_s P}{18} \quad (11)$$

where c_s is the specific heat capacity of air, h is convective heat transfer coefficient and P is the total air pressure.

We compute the heat flow due to the solar radiation, q_s , with the methodology proposed by Santillan *et al.* (2014b). q_s is given by:

$$q_s = a I_T \quad (12)$$

being a the solar absorptivity of the surface and I_T the incident solar radiation on the point of interest. The approach needs daily global solar radiation data on a horizontal surface as inputs. Using these data, we compute the hourly global solar radiation through the Gueymard model (Gueymard, 2000). Afterward, we decompose the global radiation into the beam and diffuse components using the CLIMED2 model (Miguel *et al.*, 2001). Since the dam faces are tilted surfaces whose inclination and orientation depend on the position, we compute the components of the solar radiation at each point of interest using the Reindel model (Reindel *et al.*, 1990), which provides accurate estimates in the north of Algeria (Ihaddadene *et al.*, 2017). Finally, the isotropic components of the hourly solar radiation of the dam face are set equal to zero if the point of interest is in shadow. We compute the shadow and shade areas with a ray tracing algorithm.

The total heat transfer is given by:

$$q = q_c + q_r + q_{ev} + q_s \quad (13)$$

Introducing Eqs. (3), (6), and (13) and expressing q by the Newton law of cooling using an equivalent ambient temperature, θ_{eq} , we obtain:

$$(H_c + H_r)(\theta_{eq} - \theta) = H_c(\theta_a - \theta) + H_c(\theta_{sk} - \theta) + q_s + q_{ev} \quad (14)$$

The equivalent ambient temperature is expressed as:

$$\theta_{eq} = \frac{H_c}{H_c + H_r} \theta_a + \frac{H_r}{H_c + H_r} \theta_{sk} + \frac{q_s + q_{ev}}{H_c + H_r} \quad (15)$$

and the equivalent convection coefficient H_{eq} , is:

$$H_{eq} = H_c + H_r \quad (16)$$

2.1.1.2 Water Temperature

We impose the temperature of upstream face points under water level to be equal to the temperature of the fluid, θ_w . We determine θ_w with the Bofang's model (Bofang, 2014), which has the form:

$$\theta_w(z, t) = \left(\frac{\overline{\theta_{w,b}} - \overline{\theta_{w,s}}^{-0.04D}}{1 - e^{-0.04D}} \right) + \left(\frac{\overline{\theta_{w,b}} - \overline{\theta_{w,s}}}{1 - e^{-0.04D}} \right) e^{-0.04D} + A_{w,s} e^{-0.018z} \cos(\omega_w(d - d_o - 2.15 + 1.30e^{-0.085z})) \quad (17)$$

where z is the depth, D is the total depth of the reservoir, $\overline{\theta_{w,b}}$ is the mean annual water temperature at the bottom of the reservoir, $\overline{\theta_{w,s}}$ is the mean annual water temperature at the surface, $A_{w,s}$ is the annual water temperature amplitude at the surface, ω_w is the angular frequency of the water temperature cycle and equal to $2\pi/365 \text{ days}^{-1}$, d is the day-of-year calendar, and d_o is the day-of-year calendar when the ambient temperature is maximum.

2.1.2 Integration of the Heat Equation

We solve the heat equation, Eq. (1), using a numerical approach. We adopt an explicit 1-D finite difference scheme whose domain

is a straight line normal to the mid-surface of the dam. The temperature at node i and time $t + \Delta t$, $\theta_{i,\Delta t}$, is given by:

$$\theta_{i,\Delta t} = \theta_i + \frac{\lambda \Delta t}{\rho c (\Delta x)^2} (\theta_{i+1} - 2\theta_i + \theta_{i-1}) \quad (18)$$

where Δx is the mesh size and Δt is the time step. In those nodes in contact with water we impose that concrete temperature is equal to water temperature:

$$\theta_{i,t} = \theta_{w,t} \quad (19)$$

and in those points in contact with air we impose a convective linear heat flux:

$$\lambda \frac{\theta_{i+1} - \theta_i}{\Delta x} + H_{e,q,t} (\theta_{e,q,t} - \theta_i) = \rho c \frac{\Delta x}{2} \left(\frac{\theta_{i,\Delta t} - \theta_i}{\Delta t} \right) \quad (20)$$

2.2 Machine Learning Models

2.2.1 RFR Model

RFR is a non-parametric machine learning technique that has been developed for multi-class classification and regression problems (Breiman, 2001). The regression problem is solved by combining predictions from a large number of individual trees and using bootstrapped samples drawn from the original learning sample (Fig. 1). Every single tree produces several terminal nodes. At each node, one-third of the variables are randomly selected and some of them are chosen to split inputs in order to decrease the correlation between the trees of the forest and the forest error rate.

For each tree of the forest, the associated out-of-bag (OOB) sample is composed of data drawn from the original learning sample, but not included in the bootstrap sample used to construct the tree of interest. The OOB sample permits us to assess the correlation between trees and estimate the error of predictions, understanding the output of the forest as the aggregation of the individual outputs of each tree.

Two important parameters of the random forest algorithm are the number of trees to grow, N_{tree} , and the number of variables randomly sampled to split each node, m_{try} . N_{tree} should be big enough to ensure that every input experiment is predicted several times in order to avoid overfitting. m_{try} is, in general, equal to one-third of the input variables. Here, we optimize these two

parameters with a Bayesian optimization algorithm that minimizes iteratively the out-of-bag quantile error of the bag regression tree. The unbiased nature of the out-of-bag quantile is the main advantage over other optimization algorithms. We also optimize the minimum number of predictors at a leaf node.

We estimate the displacements at the point of interest in the dam with the RFR model using as inputs the water level in the reservoir, the concrete temperature at a finite number of points in the cross-section of the point of interest, and time. The number of temperature points and their position in the dam section is determined by a trial and error method.

2.2.2 ANN Model

ANNs are mathematical structures inspired on biological neural networks. They consist of a large number of simple processing units, the neurons, highly interconnected and able to work in a parallel way, resulting into complex nonlinear models which learn from training data. ANNs have been widely used in civil engineering (Adeli, 2001; Waszczyszyn, 2011, 2017). Some applications to dam engineering are the prediction of crest settlement of concrete-faced rockfill dams (Kim and Kim, 2008), uplift water pressures (Tayfur *et al.*, 2005), seepage flow (Miao *et al.*, 2011; Santillan *et al.*, 2013, 2014a), or dam displacements (Mata, 2011).

The multilayer perceptron is widely used for engineering applications (Mata, 2011). It is used to be composed of three layers. The first layer contains the input neurons, the second one is denoted as hidden layer and is composed of a number of neurons to be determined, and the last one contains the output neurons. The activation functions used to be hyperbolic for the hidden layer and linear for the output one. The training or learning is the process for determining the connecting weights of the network using observed data sets. One of the most famous training routines is the backpropagation algorithm, based on the gradient descent technique.

2.3 Statistical Models

2.3.1 HST Model

The HST statistical model is widely used to estimate dam displacements. The model is composed by a sum of functions multiplied by coefficients whose values are estimated using the MLR method. The general expression of the model is:

$$f(h_R, s, t) = a_0 + f(h_R) + f(s) + f(t) \quad (21)$$

where a_0 is the intercept term, $f(h_R)$ is a set of functions that account for the hydrostatic effect, $f(s)$ is a set of functions that estimate the thermal effect, and $f(t)$ depends on time and reproduces irreversible effects.

$f(h_R)$ is expressed by a 4th degree polynomial:

$$f(h_R) = q_1 h_R(t) + a_2 h_R^2(t) + a_3 h_R^3(t) + a_4 h_R^4(t) \quad (22)$$

where a_i are the regression coefficients and h_R is the normalized water level, given by:

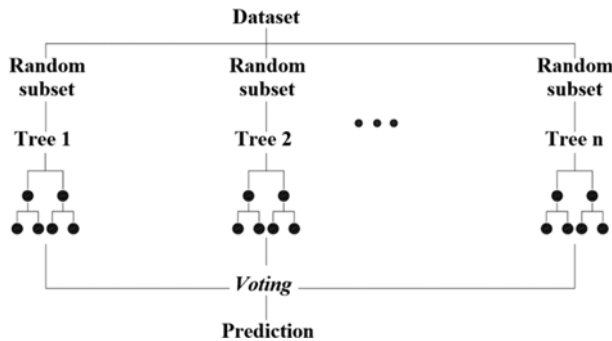


Fig. 1. RFR Model Scheme

$$h_R(t) = \frac{R_{max} - R(t)}{R_{max} - R_{min}} \quad (23)$$

where R_{max} is the maximum water level, R_{min} is the minimum level, and $R(t)$ is the level at time t .

$f(t)$ reproduces the effects of concrete aging on displacements, and depends on time (Li *et al.*, 2015). A common expression is given by (Léger and Leclerc, 2007; Mata, 2011):

$$f(t) = a_9 t + a_{10} e^{-t} \quad (24)$$

The thermal effect is included with a set of sinusoidal functions that depend on time. It has the form:

$$f(s) = a_5 \cos(s) + a_6 \sin(s) + a_7 \cos(2s) + a_8 \sin(2s) \quad (25)$$

where s is given by:

$$s = \frac{2\pi J}{365} \quad (26)$$

being J the day-of-year calendar.

Since the HST model does not consider real distributions of concrete temperature, its formulation is simple and straightforward and only depends on the water level in the reservoir and the day-of-year calendar. However, it may provide poor or low accurate predictions. This shortcoming was solved by the HTT model.

2.3.2 HTT Model

The HTT model considers real distributions of concrete

temperatures. The concrete temperature along a cross-section is characterized by the sum of three variables (Léger and Leclerc 2007): the average temperature $\theta_m(t)$, the linear temperature $\theta_g(t)$, and the self-equilibrated nonlinear temperature. As the latter does not induce movements on the dam, it is not included in the model. The former two are given by:

$$\theta_m(t) = \frac{1}{L} \int_0^L \theta(x, t) dx \quad (27)$$

$$\theta_g(t) = \frac{12}{L^3} \int_0^L \theta(x, t) \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \quad (28)$$

where $\theta(x, t)$ is the thermal field at the cross-section of interest, L is the thickness of the dam at the section, and x is the spatial coordinate. The thermal effect in the HTT model is computed with:

$$f(s) = a_5(\theta_m(t) - \theta_{ref}) + a_6 \theta_g(t) \quad (29)$$

The hydrostatic and irreversible effects are reproduced with the same functions as the ones adopted in the HST model.

A drawback of the previous formulation is the need for the thermal field at the section of interest. Previous studies infer θ_m and θ_g from sections where recorded data are available (Léger and Leclerc, 2007). Hence, both variables are only available at those sections where thermometers are installed. However, the orientation and inclination of arch dam faces vary spatially, being also variable the incident solar radiation and, consequently, the

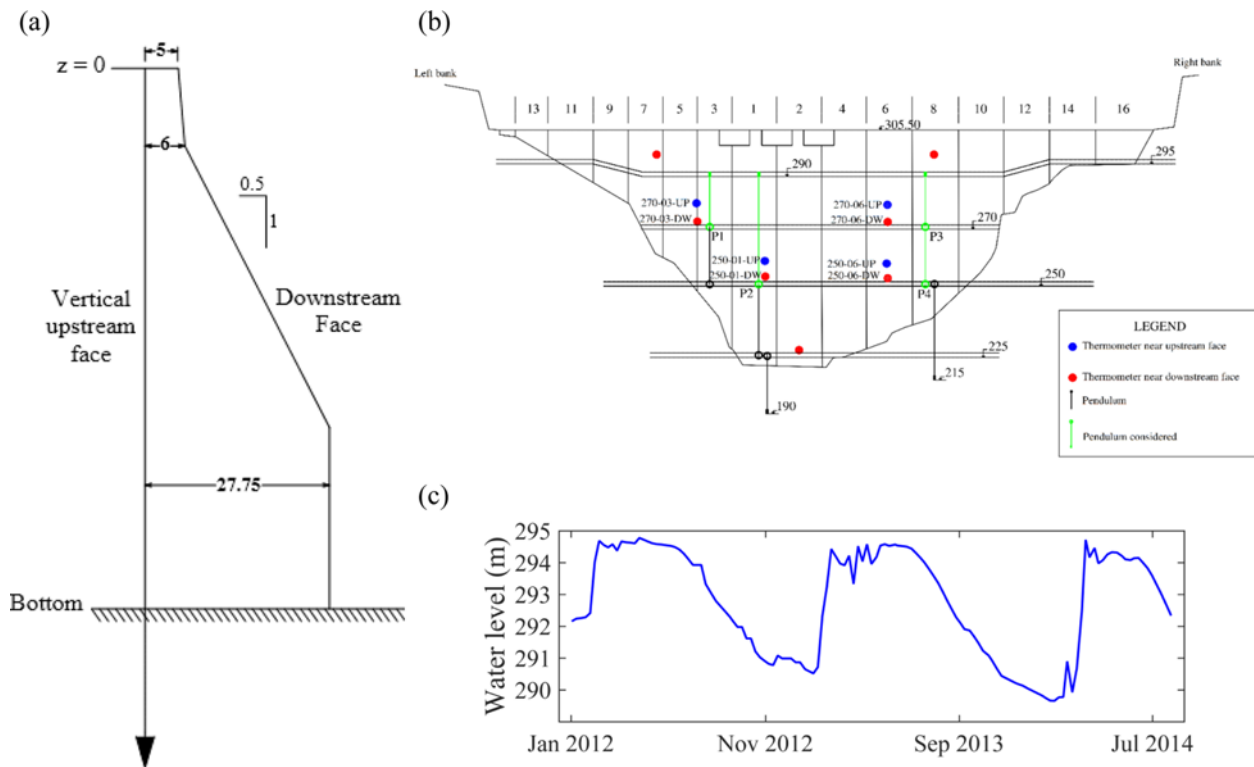


Fig. 2. Case Study: (a) Cross Section of the Case Study, (b) Position of the Concrete Thermometers and Pendulums, (c) Evolution of Water Level along the Analyzed Period (The water level can vary between heights 222.0 m above mean sea level – foundation – and 305.5 m above mean sea level – crest.)

concrete temperature. Here, we address this shortcoming by computing θ_m and θ_g through a deterministic thermal model.

3. Case Study

Our case study is the Tichy Haf arch dam, built on Bouhamdane River in Bejaia province, Algeria. The dam height is 83.50 meters. Dam faces are defined using logarithmic spirals in a Cartesian coordinate system whose origin is in the upstream edge of dam crest. The x-axis is towards to the left bank, the y-axis downstream, and the z-axis vertically descending (Fig. 2(a)). The downstream surface, Γ_d is defined by:

$$\Gamma_d: y(x, z) = 0.0046x^2 + 0.0005x + 0.1214 + 0.0833z \quad (0 \text{ m} < z < 12.5 \text{ m}) \quad (30)$$

$$\Gamma_d: y(x, z) = 0.0046x^2 + 0.0005x + 0.1214 + 0.5000z \quad (12.5 \text{ m} \leq z < 55 \text{ m}) \quad (31)$$

$$\Gamma_d: y(x, z) = 0.0046x^2 + 0.0005x + 27.8714 \quad (55 \text{ m} \leq z) \quad (32)$$

The slope of the downstream face varies with height, it is 0.1 between the crest and $z = 10.5 \text{ m}$, 0.5 between $z = 10.5 \text{ m}$ and $z = 55.5 \text{ m}$, and vertical from $z = 55.5 \text{ m}$ to the foundation. The

upstream face is vertical (Fig. 2(a)). The thickness of the dam varies linearly from 5 m in the crest to 6 m at $z = 10.5 \text{ m}$, and 27.75 m at $z = 55.5 \text{ m}$. For z higher than 55.5 m the thickness is 27.75 m.

The dam was placed in service in 2008 and has been monitored since its construction. Among other sensors, the dam is equipped with twelve thermometers and nine pendulums, seven of them direct and two inverted. Moreover, water temperature is also monitored on a weekly basis. The schematic positions of the sensors used in this study are illustrated in Fig. 2(b) and listed in Table 1. Available data for this study extend from January 2012 to July 2014. Regarding thermal properties of concrete, the density is 2,300 kg/m³ and the thermal diffusivity 0.003 m²/s. Lastly, the evolution of water level is represented in Fig. 2(c).

4. Results and Discussion

We apply our RFR model to the estimation of the recorded data at four pendulums of our case study. We compare our estimates with the recorded data, as well as with the predictions provided by the HTT and HSTT statistical models and an ANN model.

The inputs to the RFR and ANN models are the water level in the reservoir, time, and concrete temperature. Since values of the latter variable used to be available only in those points where a thermometer is installed, we calculate concrete temperature with the 1-D deterministic thermal model previously introduced. The outputs of the model feed the concrete temperature inputs of the displacement models.

In the following sections we first introduce and discuss the results of our thermal model. Afterward, we describe the results of our RFR model and compare its prediction skills and performance with the recorded data at the case study and the estimates calculated with other models.

4.1 Deterministic Thermal Model

We plot the evolution of the mean daily equivalent temperature at a point of the downstream face at height 250 m in the left abutment (Fig. 3(a)). In the same plot, we depict the evolution of the ambient temperature. The equivalent temperature is higher

Table 1. Position of Sensors

Thermometers				
Name	Block	Height (m a.m.s.l.)	Thickness (m)	Distance to upstream face (m)
270-03-UP	3	270	17.5	5.0
270-03-DW	3	270	17.5	13.0
270-06-UP	6	270	17.5	4.0
270-06-DW	6	270	17.5	13.5
250-01-UP	1	250	27	5.5
250-01-DW	1	250	27	10.5
250-06-UP	6	250	27	5.0
250-06-DW	6	250	27	10.0
Pendulums				
P1	3	270	17	--
P2	1	250	27	--
P3	8	270	17	--
P4	8	250	27	--

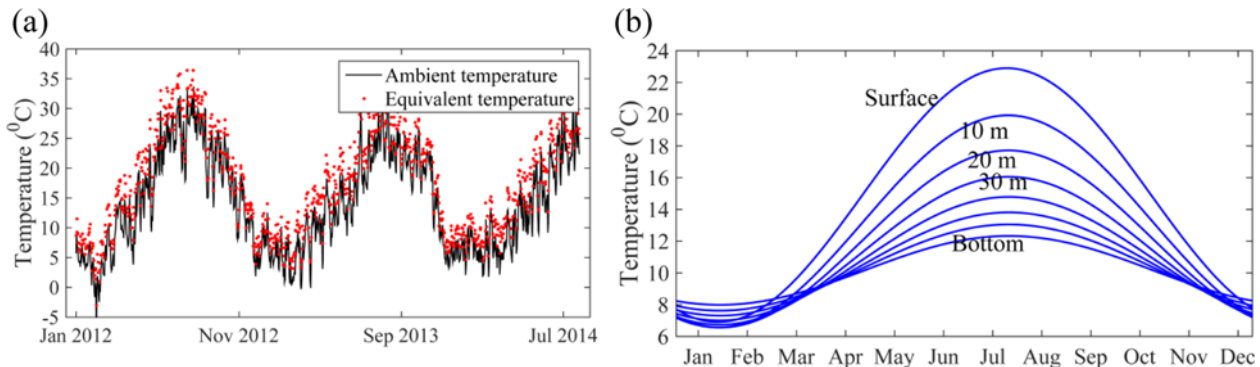


Fig. 3. Inputs to the Thermal Model: (a) Evolution of the Equivalent Temperature in the Downstream Face for a Cross Section at Height 250 m in the Left Abutment, (b) Evolution of Water Level at Several Depths computed with the Bofang Model

than the ambient one due to the incident solar radiation on the face. Moreover, the scarce precipitations in the area make the evaporative cooling to be low and accentuate the effect of the solar radiation.

We estimate the water temperature through the Bofang model. We fit the parameters of the model to the recorded temperature data using the Levenberg-Marquardt algorithm. The mean annual water temperature at the surface of the reservoir is found to be 14.9°C and at the bottom 10.2°C. The annual water temperature amplitude at the surface is 8°C and the ambient temperature is maximum on the 209th day-of-year calendar. The root mean squared error (RMSE) of the predictions is 2.32°C. Once the model is calibrated, we compute the evolution of the water temperature at several depths, Fig. 3(b). The amplitude and mean value of the temperature decrease with depth, since atmospheric effects are attenuated with depth.

Once the equivalent and water temperatures are calculated at the point of interest, we compute the concrete temperature using a 1-D finite difference model. We assess the performance of the

thermal model by comparing the simulated temperatures with the recorded values at the concrete thermometers. The time step is one day and the mesh size 0.05 m. The initial concrete temperature is set to 9°C, and the model is run during several years with the thermal loads of year 2011 until a steady-state is reached. Convergence is reached at the 8th year. Moreover, the solar absorptivity is estimated to be 0.50 with a trial and error method using the thermal loads of year 2011.

Once the initial concrete temperatures are computed, the evolution of the temperature for the years 2012, 2013 and 2014 are determined. The evolution of the computed and recorded data is plotted in Fig. 4. The numerical model performance is quite satisfactory, with RMSE ranging from 0.72°C to 1.42°C. Therefore, our approach is employed to feed the inputs of the displacement models.

4.2 Displacement Models

We estimate the recorded displacements in four pendulums of our case study with the HTT and HST statistical models, the

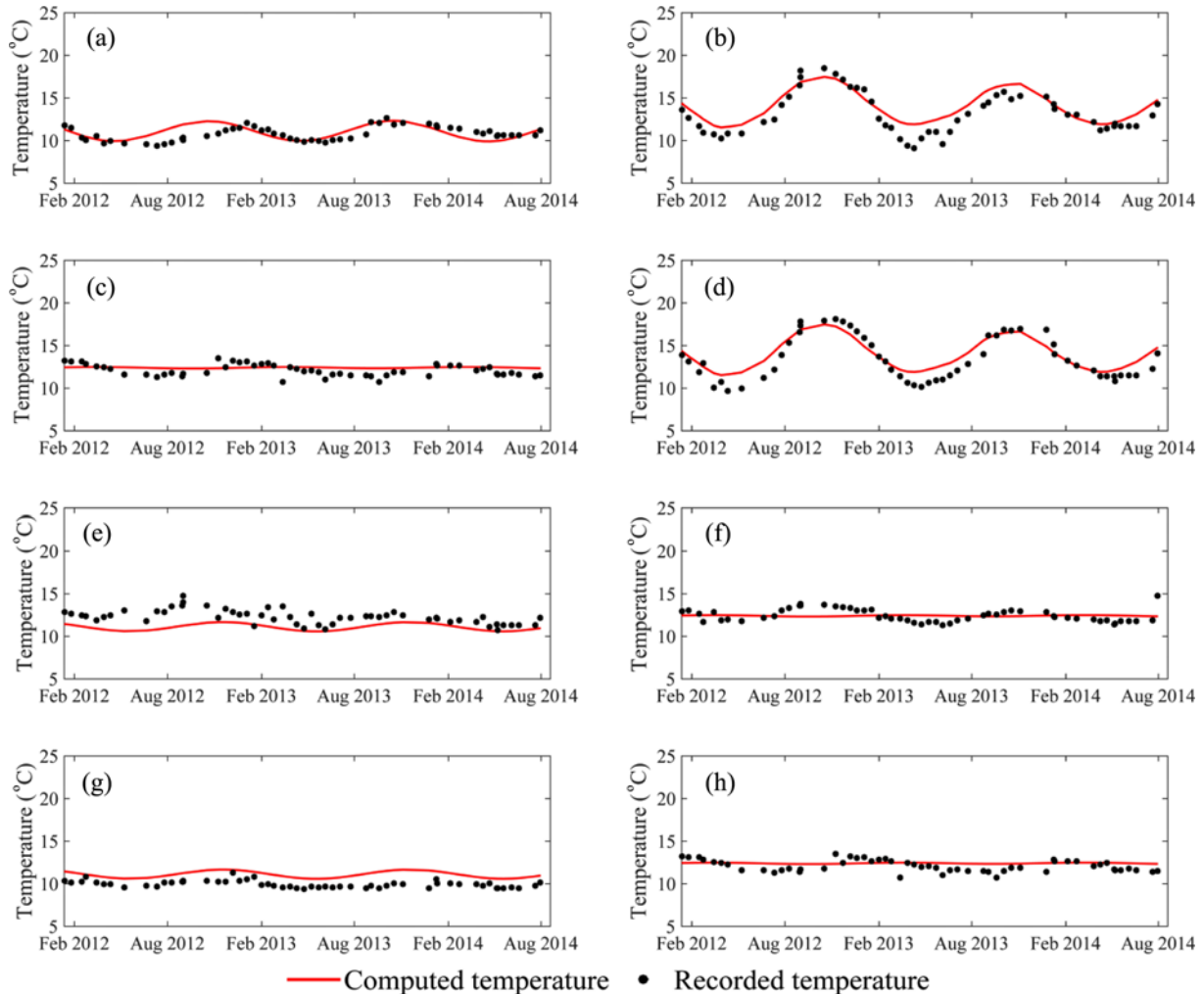


Fig. 4. Simulated and Recorded Temperatures at Eight Concrete Thermometers. The Root Mean Squared Error (RMSE) of the Computed Data are: (a) 0.8°C, (b) 1.2°C, (c) 0.8°C, (d) 1.1°C, (e) 1.4°C, (f) 0.8°C, (g) 1.1°C, (h) 0.7°C (Note: (a) 270-03-UP, (b) 270-03-DW, (c) 270-06-UP, (d) 270-06-DW, (e) 250-01-UP, (f) 250-01-DW, (g) 250-06-UP, (h) 250-06-DW)

ANN model, and the proposed approach, the RFR model. The positions of the sensors, P1 to P4, are illustrated in Fig. 2(b) and listed in Table 1. A total number of 128 observations are available at each pendulum; they extend from January 2012 to July 2014. We use data from January 2012 to July 2013 (80 observations) for calibrating the models, whereas the rest of observations (48) are employed for assessing their performance.

We estimate the regression coefficients of the HTT and HST models through a stepwise regression algorithm. It is an iterative algorithm that provides the smallest number of predictors. In each step, a variable is selected for inclusion or to exclusion from the set of candidates based on F-tests or t-tests criteria. Two approaches are available: forward selection or backward

elimination. We list the value of the final regression coefficients and their statistics for the four pendulums in Table 2. The missing values of the coefficients indicate that the algorithm has eliminated the corresponding predictor. We compute the values of the thermal inputs to the HTT model with the deterministic thermal model introduced in the previous sections.

We estimate the recorded movements at the four pendulums with the RFR model. The input variables are the water level in the reservoir, time, and concrete temperature at several points of the monitored section. We calculate the concrete temperature with our deterministic thermal model. Regarding the thermal inputs, we determine the number of points and their positions using a trial and error approach. The best estimates are obtained

Table 2. Regression Coefficients of HST and HTT Models

Model		HST model				HTT model			
Pendulum		P1	P2	P3	P4	P1	P2	P3	P4
Coefficients	a0	1.2380	2.3283	1.9774	2.4455	-5.6346	-17.2030	-4.7763	-14.9380
	a1	6.0227	/	/	14.0860	-19.4300	/	/	/
	a2	/	/	/	/	/	/	/	/
	a3	/	/	/	/	3194.7000	/	/	/
	a4	/	/	/	/	/	/	/	/
	a5	-1.3791	-1.5227	-1.2567	-1.5945	0.5185	1.4737	0.4768	1.3074
	a6	-1.6564	-2.8886	-2.0081	-2.4271	0.8825	/	1.1948	/
	a7	/	/	0.0002	/				
	a8	0.1087	/	/	0.1486				
	a9	0.0007	0.0004	/	/	0.0007	/	/	/
	a10	/	/	/	/	/	/	/	/
Statistics	F-statistics	876	1680	1230	1280	966	5240	1520	3090
	p-value	2.08E-78	3.25E-127	5E-116	4.12E-126	3.79E-79	8.81E-77	5.59E-74	6.85E-76

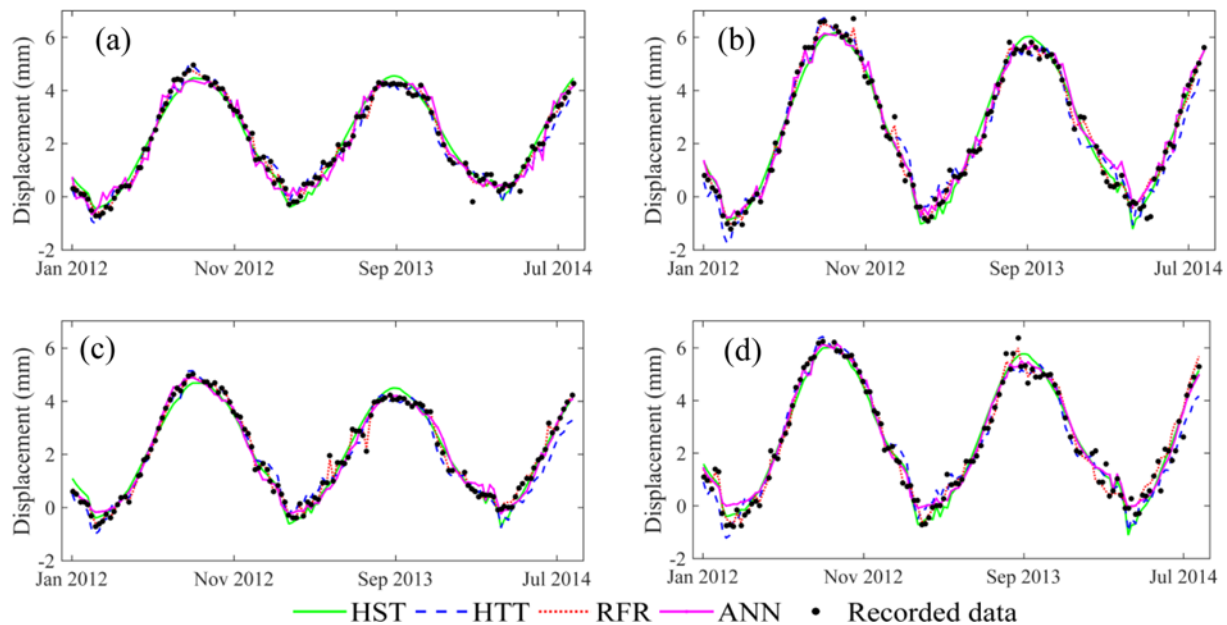


Fig. 5. Measured and Estimated Displacements at Four Pendulums. Data are Predicted using the HST, HTT and RFR Models. The Pendulums are: (a) P2 Located at Height 250 m above Mean Sea Level (a.m.s.l.) in Block One in a Section with Thickness L Equal to 27 m, (b) P2 Located at Height 270 m a.m.s.l. in Block Three and L = 17 m, (c) P3 Located at Height 270 m a.m.s.l. in Block Eight and L = 17 m, (d) P4 Located at Height 250 m a.m.s.l. in Block Eight and L = 27 m

with the concrete temperature of four points: the temperature at the upstream and downstream faces and the other two points are located two meters inward each face. As a result, the RFR model has six inputs. The optimizations of the structure of the RFR models with a Bayesian algorithm result in a number of trees which varies from 50 up to 175, and a number of variables to slip each node from two to four.

We also calculate the movements at the four pendulums with another machine learning technique, an ANN model. In order to compare both machine learning approaches, input variables are the same. Our ANN model is composed of 12 hidden neurons in one layer. Activation functions are hyperbolic for the neurons in the hidden layer and linear for the output one. We train the

Table 3. Performance of the HST, HTT, ANN, and RFR Models

Pendulum	Model	Training set (mm)			Prediction set (mm)		
		MSE	RMSE	MAE	MSE	RMSE	MAE
P1	HST	0.311	0.441	0.351	0.195	0.442	0.362
	HTT	0.320	0.443	0.349	0.133	0.451	0.328
	ANN	0.093	0.304	0.237	0.120	0.346	0.260
	RFR	0.013	0.112	0.237	0.057	0.239	0.165
P2	HST	0.791	0.674	0.524	0.388	0.623	0.503
	HTT	0.813	0.648	0.500	0.222	0.437	0.341
	ANN	0.126	0.354	0.237	0.291	0.539	0.419
	RFR	0.014	0.139	0.237	0.168	0.409	0.257
P3	HST	0.390	0.484	0.376	0.272	0.521	0.434
	HTT	0.397	0.498	0.392	0.153	0.368	0.301
	ANN	0.097	0.311	0.327	0.087	0.298	0.243
	RFR	0.005	0.068	0.237	0.008	0.090	0.074
P4	HST	0.750	0.698	0.549	0.366	0.605	0.488
	HTT	0.770	0.698	0.539	0.277	0.509	0.395
	ANN	0.154	0.393	0.237	0.401	0.633	0.432
	RFR	0.036	0.189	0.237	0.325	0.570	0.385

network with a backpropagation algorithm using the calibration data set –observations from January 2012 to July 2013– and taking the mean square error as cost function.

We plot the predicted and recorded displacements at the four pendulums in Fig. 5. We assess the quality of the predictions by means of the mean squared error (MSE), the root mean squared error (RMSE), and the mean absolute error (MAE). The values of the error indicators are listed in Table 3. Results indicate that the RFR models provide the most accurate estimates in all pendulums, with lower values of the MSE and MAE than the other three models. Estimates are better than the results provided by the ANNs, which can be explained by the capacity of RFR technique to learn from small data sets. The higher performance of the RFR models than the statistical approaches emerges from their advantages: they are able to capture non-linear and hierarchical relationships between predictors without any additional handling. Instead, the relationships between predictors are fixed in the HTT or HST models and, in most of the cases, inputs are highly correlated. Moreover, since HST and HTT are multi-linear regression models, they can only explain part of the variance of the dependent variable, the displacement.

The performance of the HTT model is better than the HST approach, which is explained by the higher quality of the thermal input variables. The thermal predictors of the HTT approach are computed using a calibrated thermal model, whereas the HST model assumes that concrete temperature evolves following a seasonal function and disregards the real thermal evolution. We plot the thermal and hydrostatic contributions of both models to the total displacement of pendulum P1 in Figs. 6(a) – 6(b). The HTT model predicts that thermal variation makes the movements to increase about 5 mm from winter to summer, whereas the estimates of the HST model is 4 mm. Moreover, this value varies from year to year in the HTT approach since it handles real

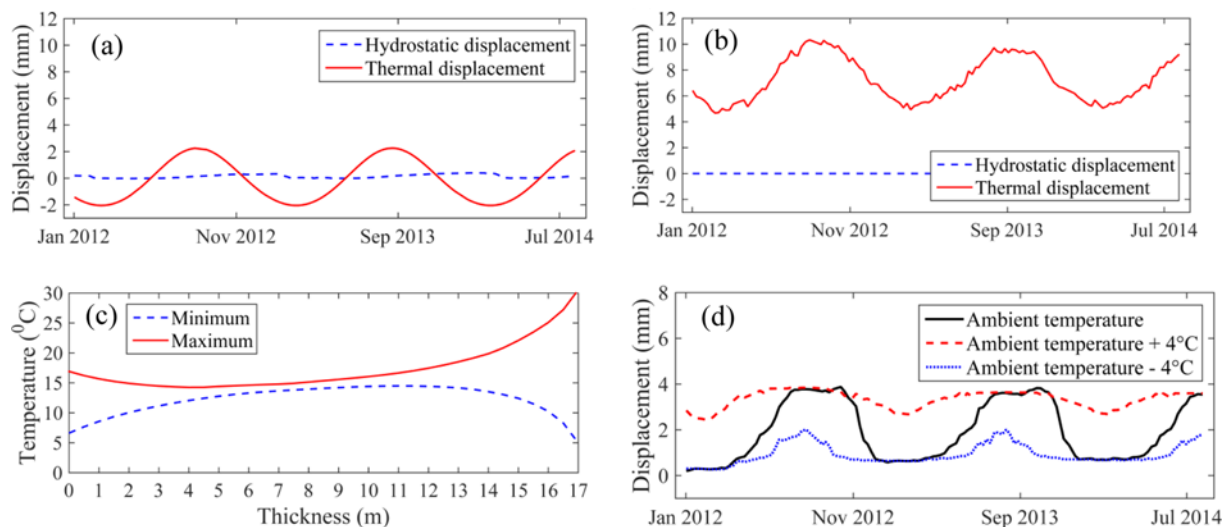


Fig. 6. Qualitative Assessment of Models. Thermal and Hydrostatic Contributions to the Total Displacement of Pendulum P1 Computed through the: (a) HST Model, (b) the HTT Model, (c) Maximum and Minimum Temperatures along the Cross Section of Pendulum P1, (d) Displacements of Pendulum P1 computed through the RFR Model when the Ambient Temperature Increases by 4°C and Decreases also by 4°C

thermal data, whereas the annual amplitude of the thermal movement is fixed during all the predicted years in the HST model. The hydrostatic movements are almost zero in both models due to the small variation of water level during the analyzed period, as shown in Fig. 2(c). Hence, most of the hydrostatic effects are included in the independent term, a_0 .

The thermal evolution of the points that best fit the RFR models are four, the points in both faces and the other two points are located two meters inward each face. This selection of the RFR model shows its ability to capture the physical behavior of the dam. We represent the maximum and minimum temperatures along the cross section of pendulum P1 reached during the analyzed period in Fig. 6(c). The amplitude of the thermal wave is maximum at the faces of the dam and decreases exponentially towards the interior sections. Since temperature remains almost constant in the center of the section, the thermal evolution of this point is not correlated with the thermal movements. However, the thermal evolutions of the points close to the faces are responsible for thermal movements, as numerical models have demonstrated (Santillán *et al.*, 2014b). Our RFR model is able to infer this behavior from observations.

Since machine learning and statistical models infer dam behavior from observed data, they are not able to extrapolate the response of the facility to new loads. We plot the estimated displacements by the RFR model when the ambient temperature increases by 4°C and decreases also by 4°C in Fig. 6(d). The model predicts an increase or decrease of the movement respectively. However, the outputs of the model indicate that movements are insensitive to temperature increments during summer or decreases during winter. This behavior is a weakness of models based on data mining: they are unable to extrapolate the response of the system to new loads. In contrast, RFR models seem to reproduce well the response of the dam during the remaining seasons of the year, when ambient temperature are within the training range.

The good performance of the RFR model arises from its nature and the high accuracy of the thermal inputs. We have built three new models to investigate the effect of both aspects on the performance. The models are: (a) a RFR model with thermal loads computed using the ambient temperature as boundary conditions and whose parameters are optimized with a Bayesian optimization algorithm; (b) a RFR model with standard parameters ($N_{tree} = 200$ and $m_{try} = 2$) and thermal loads computed with our methodology; (c) a HTT model with thermal explanatory variables calculated from thermal fields computed with our methodology; and (d) our RFR model. We assess the performance through the MSE, the RMSE, and the MAE. Results are listed in Table 4.

The performance of the RFR model decays when thermal loads are not computed with our methodology (performance of model (a) against (d)). Hence, the thermal model enhances our approach, being responsible for the good estimates of displacements. The optimization of the RFR parameters through the Bayesian algorithm enhances the model (performance of model (b) compared with model (d)). Moreover, the nature of the RFR technique

Table 4. Performance of New Models

Model	MSE (mm)	RMSE (mm)	MAE (mm)
(a)	0,27	0.51	0.40
(b)	0,16	0.39	0.29
(c)	0.13	0.35	0.28
(d)	0.06	0.24	0.17

Note: Model (a) RFR model with thermal loads computed using the ambient temperature as boundary conditions (Parameters of the model are optimized with a bayesian optimization algorithm.), Model (b) RFR model with standard parameters ($N_{tree} = 200$ and $m_{try} = 2$) (Thermal loads are computed with our methodology.), Model (c) HTT model with thermal explanatory variables calculated from thermal fields computed with our methodology, Model (d) our RFR mode

allows the model to provide more accurate predictions, as the performance of a HTT model whose thermal variables are computed with the temperature fields calculated through our thermal approach is worse than our RFR model (performance of model (c) versus (d)). Consequently, the good performance of our approach arises from the thermal model used to evaluate the thermal loads, as well as due to the nature of the RFR models, since they are able to capture complex relationships between variables without additional handling.

5. Conclusions

In this paper, we propose a model based on random forest regression (RFR) to predict dam displacements. Inputs to the model are concrete temperature, water level, and time. We combine our approach with a one-dimensional deterministic thermal model that provides the thermal evolution of concrete at any desired point. Our thermal model encompasses the following heat exchanges mechanisms: convection, solar radiation taking into account shading, long wave radiation exchange with the night cooling effect, and evaporative cooling.

We apply our approach to a case study, the Tichy Haf arch dam, located in Algeria. Observed data of eight concrete thermometers and four pendulums are available from January 2012 to July 2014, as well as weather data. We estimate the movements of the four pendulums through our RFR model, as well as two widely used statistical models: the hydrostatic-season-time (HST) model and the hydrostatic-temperature-time (HTT) model, and a well-known machine learning approach: an artificial neural network (ANN) model. Thermal inputs are provided by the deterministic thermal model.

The performance of the RFR model is better than the traditional HST and HTT models, and the ANN approach. The RFR models predict recorded movements at the four pendulums more accurately than the other approaches. Moreover, the thermal evolution of the points that best fit the RFR model are four, the points in both faces and two points are located two meters inward each face. This selection shows the ability of the RFR to capture the physical behavior of the dam, since thermal movements are mainly governed by the thermal evolution of the external regions of the cross sections.

RFR models emerge as a capable tool for dam safety tasks. They can handle automatically nonlinear relationships between variables without assumptions regarding the type of relationships. Moreover, their low computational demanding nature and straightforward use make them a potential tool for practical monitoring tasks.

Acknowledgements

The authors thank the National Agency of Dams and Transfers (ANBT) and the National Agency of Hydraulic Resources (ANRH) in Algeria for measured data of Tichy Haf dam. DS also thanks financial support from the Universidad Politécnica de Madrid special programme for young scientists (Grant number VJIDOCUPM19DSS) (“Programa Propio de I + D + I de la Universidad Politécnica de Madrid. Convocatoria de ayuda dirigida a jóvenes investigadores doctores para fortalecer sus planes de investigación”).

ORCID

Ahmed Belmokre  <http://orcid.org/0000-0001-6205-0706>
 Mustapha Kamel Mihoubi  <http://orcid.org/0000-0002-7858-0127>
 David Santillán  <http://orcid.org/0000-0002-9749-0522>

References

- Adeli, H. (2001). “Neural networks in civil engineering: 1989–2000.” *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, Vol. 16, No. 2, pp. 126-142, DOI: [10.1111/0885-9507.00219](https://doi.org/10.1111/0885-9507.00219).
- Agullo, L., Mirambell, E., and Aguado, A. (1996). “A model for the analysis of concrete dams due to environmental thermal effects.” *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, Vol. 6, No. 4, pp. 25-36, DOI: [10.1108/09615539610123423](https://doi.org/10.1108/09615539610123423).
- Archer, K. J. and Kimes, R. V. (2008). “Empirical characterization of random forest variable importance measures.” *Computational Statistics and Data Analysis*, Vol. 52, No. 4, pp. 2249-2260, DOI: [10.1016/j.csda.2007.08.015](https://doi.org/10.1016/j.csda.2007.08.015).
- Ardito, R., Maier, G., and Massalongo, G. (2008). “Diagnostic analysis of concrete dams based on seasonal hydrostatic loading.” *Engineering Structures*, Vol. 30, No. 11, pp. 3176-3185, DOI: [10.1016/j.engstruct.2008.04.008](https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2008.04.008).
- Behrens, C., Pierdzioch, C., and Risse, M. (2018). “Testing the optimality of inflation forecasts under flexible loss with random forests.” *Economic Modelling*, Vol. 72, pp. 270-277, DOI: [10.1016/j.econmod.2018.02.004](https://doi.org/10.1016/j.econmod.2018.02.004).
- Bofang, Z. (2014). *Thermal stresses and temperature control of mass concrete*, Elsevier, Oxford, United Kingdom, pp. 34-38.
- Branco, F., Mendes, P., and Mirambell, E. (1992). “Heat of hydration effects in concrete structures.” *Materials Journal*, Vol. 89, No. 2, pp. 139-145, DOI: [10.14359/2105](https://doi.org/10.14359/2105).
- Breiman, L. (2001). “Random forests.” *Machine Learning*, Vol. 45, No. 1, pp. 5-32, DOI: [10.1023/A:1010933404324](https://doi.org/10.1023/A:1010933404324).
- Brokamp, C., Jandarov, R., Rao, M. B., LeMasters, G., and Ryan, P. (2017). “Exposure assessment models for elemental components of particulate matter in an urban environment: A comparison of regression and random forest approaches.” *Atmospheric Environment*, Elsevier, Vol. 151, pp. 1-11, DOI: [10.1016/j.atmosenv.2016.11.066](https://doi.org/10.1016/j.atmosenv.2016.11.066).
- Chen, B., Maloney, J., Clark, D., and Mei, W. N. (1995). “Measurement of night sky emissivity in determining radiant cooling from cool storage roofs and roof ponds.” *Proc. of the National Passive Solar Conference*, American Solar Energy Society Inc., Vol. 20, pp. 310-313.
- Chuntranuluck, S., Wells, C. M., and Cleland, A. C. (1998). “Prediction of chilling times of foods in situations where evaporative cooling is significant-part 1. method development.” *Journal of Food Engineering*, Vol. 37, pp. 111-125, DOI: [10.1016/S0260-8774\(98\)00087-9](https://doi.org/10.1016/S0260-8774(98)00087-9).
- Dai, B., Gu, C., Zhao, E., and Qin, X. (2018). “Statistical model optimized random forest regression model for concrete dam deformation monitoring.” *Structural Control and Health Monitoring*, Vol. 25, No. 6, pp. 1-15, DOI: [10.1002/stc.2170](https://doi.org/10.1002/stc.2170).
- De Sortis, A. and Paoliani, P. (2007). “Statistical analysis and structural identification in concrete dam monitoring.” *Engineering Structures*, Vol. 29, No. 1, pp. 110-120, DOI: [10.1016/j.engstruct.2006.04.022](https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.04.022).
- Fourier, J. (1822). *Théorie analytique de la chaleur*, Chez Firmin Didot Père et Fils, Paris, France.
- Gamse, S., Zhou, W., Tan, F., Yuen, K., and Oberguggenberger, M. (2018). “Hydrostatic-season-time model updating using Bayesian model class selection.” *Reliability Engineering and System Safety*, Vol. 169, No. July 2017, pp. 40-50, DOI: [10.1016/j.res.2017.07.018](https://doi.org/10.1016/j.res.2017.07.018).
- Genuer, R., Poggi, J. M., and Tuleau-Malot, C. (2010). “Variable selection using random forests.” *Pattern Recognition Letters*, Vol. 31, No. 14, pp. 2225-2236, DOI: [10.1016/j.patrec.2010.03.014](https://doi.org/10.1016/j.patrec.2010.03.014).
- Grujovic, N., Divac, D., and Milivojevic, N. (2014). “Development of support vector regression identification model for prediction of dam structural behaviour.” *Structural Safety*, Vol. 48, pp. 33-39, DOI: [10.1016/j.strusafe.2014.02.004](https://doi.org/10.1016/j.strusafe.2014.02.004).
- Gueymard, C. (2000). “Prediction and performance assessment of mean hourly global radiation.” *Solar Energy*, Vol. 68, No. 3, pp. 285-303, DOI: [10.1016/S0038-092X\(99\)00070-5](https://doi.org/10.1016/S0038-092X(99)00070-5).
- Ihaddadene, N., Ihaddadene, R., and Charik, A. (2017). “Best tilt angle of fixed symposium solar conversion systems at M’sila best tilt angle of fixed solar conversion systems at M’sila region (Algeria).” *Proc. of 2nd Int. Conf. on Advances on Clean Energy Research*, Vol. 118, pp. 63-71, Berlin, Germany, DOI: [10.1016/j.egypro.2017.07.014](https://doi.org/10.1016/j.egypro.2017.07.014).
- Khanchi, A., Birrell, S., and Mitchell, R. B. (2018). “Modelling the influence of crop density and weather conditions on field drying characteristics of switchgrass and maize stover using random forest.” *Biosystems Engineering*, Vol. 169, pp. 71-84, DOI: [10.1016/j.biosystemseng.2018.02.002](https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2018.02.002).
- Kim, Y. and Kim, B. (2008). “Prediction of relative crest settlement of concrete-faced rockfill dams analyzed using an artificial neural network model.” *Computers and Geotechnics*, Vol. 35, No. 3, pp. 313-322, DOI: [10.1016/j.compgeo.2007.09.006](https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2007.09.006).
- Lawrence, M. G. (2005). “The relationship between relative humidity and the dewpoint temperature in moist air: A simple conversion and applications.” *Bulletin of the American Meteorological Society*, Vol. 86, No. 2, pp. 225-233, DOI: [10.1175/BAMS-86-2-225](https://doi.org/10.1175/BAMS-86-2-225).
- Léger, P. and Leclerc, M. (2007). “Hydrostatic, temperature, time-displacement model for concrete dams.” *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 133, No. 3, pp. 267-277, DOI: [10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2007\)133:3\(267\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2007)133:3(267)).
- Léger, P. and Seydou, S. (2009). “Seasonal thermal displacements of gravity dams located in northern regions.” *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Vol. 23, No. 3, pp. 166-174, DOI: [10.1061/\(ASCE\)1090-0553\(2009\)23:3\(166\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0553(2009)23:3(166)).

- 10.1061/(ASCE)0887-3828(2009)23:3(166).
- Léger, P., Venturelli, J., and Bhattacharjee, S. S. (1993a). "Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams. Part 1: modelling." *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 24, No. 6, pp. 1059-1065, DOI: 10.1139/193-132.
- Léger, P., Venturelli, J., and Bhattacharjee, S. S. (1993b). "Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams. Part 2: behaviour." *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 20, No. 6, pp. 999-1017, DOI: 10.1139/193-131.
- Li, F., Wang, Z. Z., and Liu, G. (2013). "Towards an error correction model for dam monitoring data analysis based on cointegration theory." *Structural Safety*, Vol. 43, pp. 12-20, DOI: 10.1016/j.strusafe.2013.02.005.
- Li, F., Wang, Z., Liu, G., Fu, C., and Wang, J. (2015). "Hydrostatic seasonal state model for monitoring data analysis of concrete dams." *Structure and Infrastructure Engineering*, Vol. 11, No. 12, pp. 1616-1631, DOI: 10.1080/15732479.2014.983528.
- Mata, J. (2011). "Interpretation of concrete dam behaviour with artificial neural network and multiple linear regression models." *Engineering Structures*, Vol. 33, No. 3, pp. 903-910, DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.12.011.
- Mata, J., Castro, A.T. De, and Sá, J. (2013a). "Constructing statistical models for arch dam deformation." *Structural Control and Health Monitoring*, pp. 1-15, DOI: 10.1002/stc.1575.
- Mata, J., Castro, A. T. De, and Sá, J. (2013b). "Time – frequency analysis for concrete dam safety control: Correlation between the daily variation of structural response and air temperature." *Engineering Structures*, Vol. 48, pp. 658-665, DOI: 10.1016/j.engstruct.2012.12.013.
- Miao, X. Y., Chu, J. K., Qiao, J., and Zhang, L. H. (2011). "Predicting seepage of earth dams using neural network and genetic algorithm." *Advanced Materials Research*, Vol. 403, pp. 3081-3085, DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.403-408.3081.
- Miguel, A. D. E., Bilbao, J., Aguiar, R., Kambezidis, H., and Negro, E. (2001). "Diffuse solar irradiation model evaluation in the north Mediterranean belt area." *Solar Energy*, Vol. 70, No. 2, pp. 143-153, DOI: 10.1016/S0038-092X(00)00135-3.
- Mirambell, E. and Aguado, A. (1990). "Temperature and stress distributions in concrete box girder bridges." *Journal of Structural Engineering*, Vol. 116, No. 9, pp. 2388-2409, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:9(2388).
- Mirambell, E., Aguado, A., Mendes, P. A., and Branco, F. A. (1991). "Design temperature differences for concrete bridges." *Structural Engineering International*, Vol. 1, No. 3, pp. 36-40, DOI: 10.2749/101686691780617436.
- Perner, F. and Oberhuber, P. (2010). "Analysis of arch dam deformations." *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, Vol. 4, No. 1, pp. 102-108, DOI: 10.1007/s11709-010-0012-7.
- Reindel, D.T., Beckman, W. A., and Duffie, A. (1990). "Evaluation of hourly tilted surface radiation models." *Solar Energy*, Vol. 45, No. 1, pp. 9-17, DOI: 10.1016/0038-092X(90)90061-G.
- Salazar, F., Morán, R., Toledo, M., and Oñate, E. (2015). "Data-based models for the prediction of dam behaviour: A review and some methodological considerations." *Archives of Computational Methods in Engineering*, Vol. 24, No. 1, DOI: 10.1007/s11831-015-9157-9.
- Salazar, F., Toledo, M. Á., Oñate, E., and Suárez, B. (2016). "Interpretation of dam deformation and leakage with boosted regression trees." *Engineering Structures*, Vol. 119, pp. 230-251, DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.04.012.
- Santillán, D., Fraile-Ardanuy, J., and Toledo, M. Á. (2013). "Dam seepage analysis based on artificial neural networks: The hysteresis phenomenon." *Int. Conf. on Neural Networks*, Dallas, TX, pp. 1-8, DOI: 10.1109/IJCNN.2013.6707110.
- Santillán, D., Fraile-Ardanuy, J., and Toledo, M. Á. (2014a). "Predicción de lecturas de aforos de filtraciones de presas bóveda mediante redes neuronales artificiales." *Tecnología y Ciencias del Agua*, Vol. 5, No. 3, pp. 81-96.
- Santillán, D., Salet, E., Vicente, D. J., and Toledo, M. Á. (2014b). "Treatment of solar radiation by spatial and temporal discretization for modeling the thermal response of arch dams." *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 140, No. 11, pp. 1-18, DOI: 10.1061/(ASCE)JEM.1943-7889.0000801.
- Santillán, D., Salet, E., and Toledo, M. Á. (2015a). "A methodology for the assessment of the effect of climate change on the thermal-strain – stress behaviour of structures." *Engineering Structures Journal*, Vol. 92, pp. 123-141, DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.03.001.
- Santillán, D., Salet, E., and Toledo, M. Á. (2015b). "A new 1D analytical model for computing the thermal field of concrete dams due to the environmental actions." *Applied Thermal Engineering Journal*, Vol. 85, pp. 160-171, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2015.04.023.
- Santillán, D., Salet, E., Toledo, M. Á., and Granados, A. (2015c). "An improved 1D-model for computing the thermal behaviour of concrete dams during operation. Comparison with other approaches." *Computers and Concrete*, Vol. 1, No. 1, pp. 103-126, DOI: 10.12989/cac.2015.15.1.103.
- Tatin, M., Bri, M., Dufour, F., Simon, A., and Fabre, J. (2018). "Statistical modelling of thermal displacements for concrete dams: Influence of water temperature profile and dam thickness profile." *Engineering Structures*, Vol. 165, No. May 2017, pp. 63-75, DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.03.010.
- Tatin, M., Briffaut, M., Dufour, F., Simon, A., and Fabre, J. (2015). "Thermal displacements of concrete dams: Accounting for water temperature in statistical models." *Engineering Structures*, Vol. 91, No. 2015, pp. 26-39, DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.01.047.
- Tayfur, G., Swiatek, D., Wita A., and Singh, V. (2005). "Case study: Finite element method and artificial neural network models for flow through Jeziorsko Earthfill Dam in Poland." *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 131, No. 6, pp. 431-440, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2005)131:6(431).
- Waszczyszyn, Z. (2011). "Artificial neural networks in civil and structural engineering: Ten years of research in Poland." *Computer Assisted Methods in Engineering and Science*, Vol. 13, No. 4, pp. 489-512.
- Waszczyszyn, Z. (2017). "Artificial neural networks in civil engineering: Another five years of research in Poland." *Computer Assisted Methods in Engineering and Science*, Vol. 18, No 3, pp. 131-146.
- Zahedi, P., Parvande, S., Asgharpour, A., McLaury, B. S., Shirazi, S. A., and McKinney, B. A. (2018). "Random forest regression prediction of solid particle erosion in elbows." *Powder Technol.*, Elsevier, pp. 983-992, DOI: 10.1016/j.powtec.2018.07.055.



ICSI 2019 The 3rd International Conference on Structural Integrity

Seepage and dam deformation analyses with statistical models: support vector regression machine and random forest

Ahmed Belmokre^{a,*}, Mustapha Kamel Mihoubi^a, David Santillan^b

^aLaboratoire Mobilisation et Valorisation des Ressources en Eau (MVRE), Ecole Nationale Supérieure d'Hydraulique (ENSH), Blida, Algeria

^bDepartamento de Ingeniería Civil :Hidráulica, Energía y Medio Ambiente, Universidad Politécnica de Madrid, Madrid, Spain.

Abstract

Dam monitoring and their safety are an important concern of dam engineers. Seepage collected data are indicators of structure behavior, since seepage is influenced by environmental actions, such as air temperature, water temperature, and water level variation, and seepage flow rate is greatly influence by the presence of fractures. Consequently, the analysis of seepage collected data is an important monitoring task, as variations in the seepage can be the alarm for subsequent failures. Seepage data are widely analyzed with statistical models. In this work, we assess the performance of support vector regression machine and random forest models to predict seepage at different points in a case study and identify the most important environmental variables affecting flow rate.

© 2019 The Authors. Published by Elsevier B.V.
Peer-review under responsibility of the ICSI 2019 organizers.

Keywords: Dam monitoring, Seepage, Random forest, Support vector regression, Water temperature,

1. Introduction

Seepage flow rate is an important performance indicator of the structural behavior of dams (Rubertis 2018) since it could provide an insight into physical changes in the structure of the dam. For that reason, the prediction and analysis of seepage recorded data at dams' sites is an essential operation in dam monitoring tasks. Generally, it is done by deterministic models based on the finite element method or statistical methods (Santillan et al. 2011, 2014).

* Corresponding author. *E-mail address:* a.belmokre@ensh.dz

Recently, machine learning techniques have become more common for time series data analysis (Salazar et al. 2015). Some of the techniques are the artificial neural networks, the support vector machines or the random forests. These models, also called “black box”, are able to deal with nonlinear problems with high accuracy and relatively low computational cost.

In this paper, we present a comparison methodology applied to a case study for predicting seepage flow rates using two novel techniques: Random Forest Regression (RFR) (Breiman 2001) and Support Vector Regression machine (SVR) (Vapnik 1995) models. We apply our methodology to the Beni Haroun roller compact concrete dam. Water temperature, water level variation and time effect are the inputs to the model. The accuracy of each model is assessed by comparing their results with the recorded data. Finally, we estimate the importance of each variable in seepage mechanism.

Nomenclature

ρ	density (kg/m ³)
k	permeability coefficient
g	acceleration of gravity (m/s ⁻²)
μ	water viscosity (cm ² /s)
K	hydraulic conductivity (m/s)
T	temperature (°C)
N_{tree}	number of trees
m_{try}	number of variables randomly sampled to split each node
OOB	out of bag
errOOB	out of bag error
Φ	kernel function
α, α^*	lagrangian multipliers
N	number of observations
X_i	measured value
Y_i	predicted value

2. METHODOLOGY

2.1. Mechanisms of seepage in concrete dam

The flow of an incompressible fluid through a rigid solid is governed by the Darcy’s law presented in equation number (1) where k is the intrinsic permeability of the porous medium, μ is the fluid dynamic viscosity, p is the pressure, ρ is the density of the water, and g is the acceleration of gravity. Darcy’s law can be solved with numerical schemes in any domain. Nevertheless, those methods are computationally demanding, which represents an embarrassment for dam’s engineers. In order to overcome these problems, learning machine models are an alternative.

$$\nabla \cdot \left(\frac{k}{\mu} (\nabla p - \rho g) \right) \quad (1)$$

2.2. Random forest regression method

Random forest was proposed in 2001 by Leo Breiman. It is a machine learning technique. This algorithm combines the concepts of random subspaces and bagging. The random forest regression (RFR) algorithm performs by learning on multiple decision trees driven on different subsets of data (Breiman 2001). Two important parameters of the random forest algorithm are the number of trees to grow, N_{tree} , and the number of variables randomly sampled to split each node, m_{try} . Both are used to calibrate the model. N_{tree} should not be too small in order to ensure that every input gets

predicted at least a few times.

The random forest regression approach has the ability to appraise the importance of the input variables (Grömping 2009). The importance of a given variable, x_i , is measured through the mean increase in a tree error when the observed values x_i are randomly exchanged in the sample OOB . We denote by err_{OOB_t} , the error of a single tree t on the OOB_t sample. Now, randomly permute the values of x_i in OOB_t to get a perturbed sample, denoted by \widehat{OOB}_t^j , and compute $err_{\widehat{OOB}_t^j}$, the error of predictor on the perturbed sample. Variable importance, VI , of x_i is then equal to (Genuer et al. 2010):

$$VI(x_i) = \frac{1}{N_{tree}} \sum_{j=1}^{N_{tree}} \left(err_{\widehat{OOB}_t^j} - err_{OOB_t} \right) \quad (2)$$

2.3. Support vector regression method

Support Vector Regression (SVR) is the most common application form of support vector machine (Basak et al. 2007). It was developed by Vladimir Vapnik (1995) for binary classification problems. The regression function is expressed as:

$$f(x, \alpha, \alpha^*) = \sum_{i=1}^N (\alpha_i^* - \alpha_i) K(x, x_i) + b \quad (3)$$

Where $K(x, x_i) = \phi(x), \phi(x_i)$ is the kernel function; α, α^* are Lagrangian multipliers, and N is the number of observations. The choice of kernel functions influences the accuracy of prediction. Using trial and error method, we choose Gaussian or Radial Basis Function (RBF) as kernels.

3. Results and discussion

3.1. Case study

Beni Haroun is a 90 m high roller compacted concrete gravity dam located in north of Algeria. Operated since 2002, the dam is equipped with flowmeters at different points: rock gallery, concrete gallery and concrete rock abutment. Data recorded at flowmeters FL-175 and FR-175, situated at elevation 175 m in the left and right abutment respectively, are available for this study. Moreover, the daily evolution of water level and temperature are also available (Figs. 1 and 2). Daily water temperature, water level and time are the inputs to our models. The 70% of data are used for training the models and the remaining data for assessing their performance.



Fig. 1. Evolution of water level

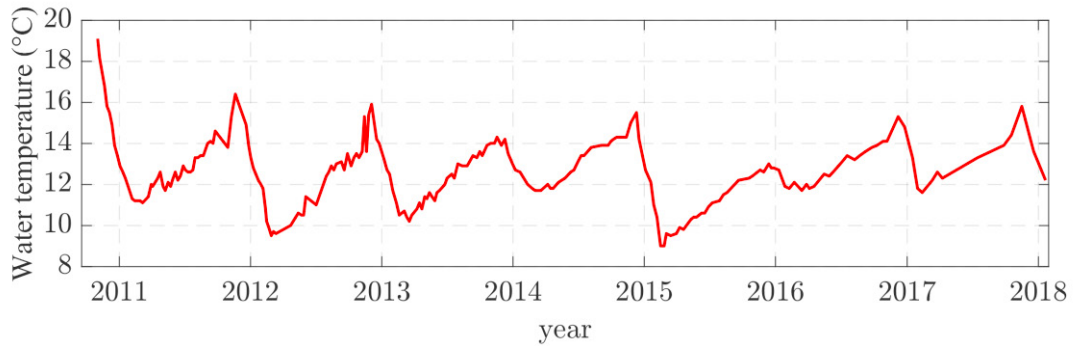


Fig. 2. Evolution of water temperature at elevation 175 m above mean sea level.

3.2. Results

The predicted and recorded low rates at flowmeters FL-175 and FR-175 are depicted in Fig. 3. The performance of both models is evaluated by the root mean square error (RMSE) and the mean absolute error (MAE):

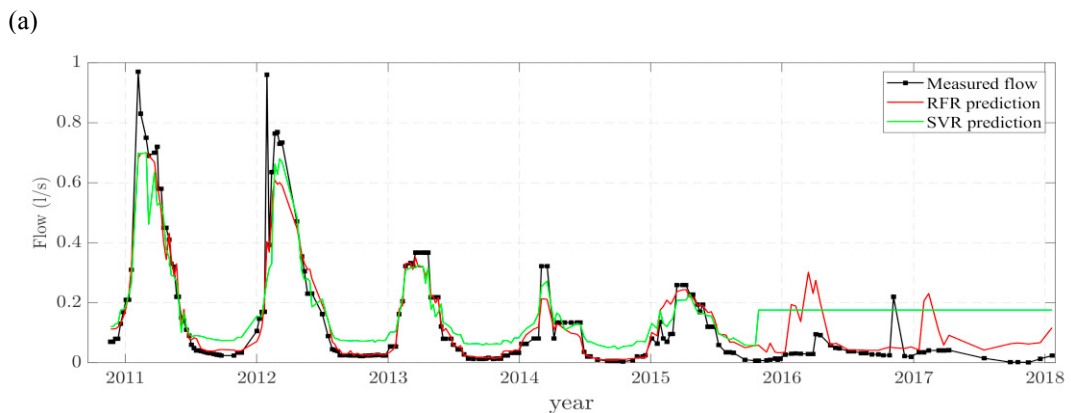
$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (X_i - Y_i)^2} \tag{4}$$

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |X_i - Y_i| \tag{5}$$

Where X_i and Y_i are the measured and predicted value respectively, and N . is the number of observations. The performance of both models is listed in Table 1. The RFR model provides better estimates than the SVR model. The better performance of the RFR model could be explained thanks its ability to handle nonlinear relationships between variables, since the seepage flow rate in dams is a nonlinear process.

Table 1. Performance of RF and SVR models

Drain	Model	RMSE (l/s)	MAE (l/s)
FL-175	RFR	0.0629	0.0327
	SVR	0.0969	0.0706
FR-175	RFR	0.1332	0.0901
	SVR	0.1532	0.0971



(b)

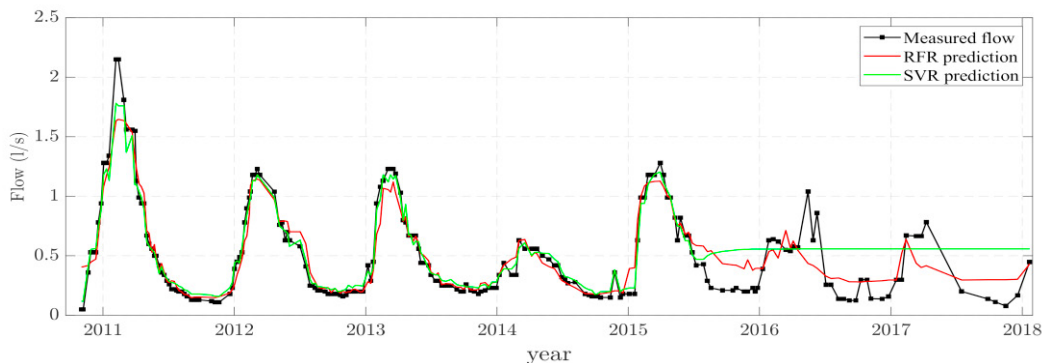


Fig. 3. RFR and SVR models prediction for drains: (a) FL-175 (b) FR-175

We try to measure the importance of input variables by applying equation (4). The values of N_{tree} and m_{try} are fixed at 200 and 2 respectively. Results allows us to identify which inputs dominate the flow rate. Fig. 4 shows that water temperature is the most important parameter; this can be explained by the impact of temperature on the physical properties of water. The viscosity of water depends on its temperature as described by equation (6). Additionally, the hydraulic conductivity of concrete is inversely proportional to the viscosity of the fluid (Philip 1957).

$$\mu = 0.01775 / (1 + 0.033T + 0.000221T^2) \tag{6}$$

$$K = k / \mu \tag{7}$$

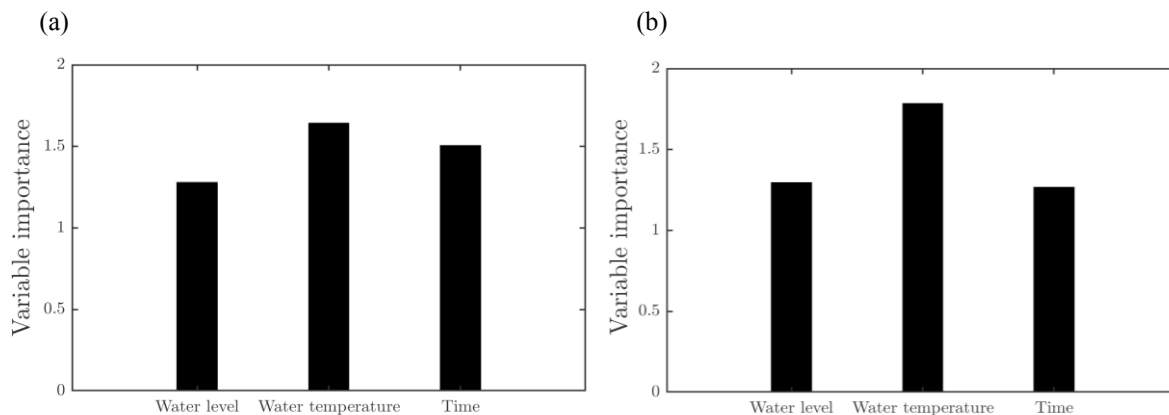


Fig. 4. Variable importance measures for drains: (a) FL-175; (b) FR-175

4. Conclusion

In this paper, we apply random forest regression and support vector regression models to predict seepage flow rates in an Algerian roller compact concrete gravity dam. Water level variation, water temperature and time effect are the inputs to the models. The performance of both models is assessed through the mean square error and the mean absolute error. The predicted results suggest that random forest regression model provide better performance than the support vector regression model.

Both models are a good alternative to classical statistical models or deterministic models. Moreover, its nature allows then to handle nonlinear relationships between variables without the need of establish any hypothesis regarding the shape of the relationship.

Acknowledgements

The work goes into the preparation of doctoral thesis at Laboratory Water Resource Mobilization and Enhancement (MVRE), National High School for Hydraulic (ENSH).

References

- Basak, D., Pal, S. & Chandra Patranabis, 2007. Support vector regression. *Neural Information Processing – Letters and Reviews* 11, 203-224.
- Breiman, L. 2001. Random Forests. *Machine Learning* 45,5-32.
- Drucker, H., Burges, C.J.C, Linda Kaufman, Smola, A.J & Vapnik, V., 1995. Support vector regression machines. *Advances in neural information processing systems*, 155-161.
- Grömping, U., 2009. Variable Importance Assessment in Regression: Linear Regression versus Random Forest. *The American Statistician* 63, 308-319.
- Genuer, R., Poggi J.M. & Malot, C.T., 2010. Variable selection using random forests. *Pattern recognition letters* 31, 2225-2236.
- Junrui, C. 2002, Analysis of coupled seepage and temperature fields in concrete dam. *Numerical methods in engineering* 18, 399-409.
- Li, P., Lu, W., Long, Y., Yang, Z. & Li, J., 2008. Seepage analysis in a fractured rock mass: the upper reservoir of Pushihe pumped-storage power station in China. *Engineering Geology* 97,53–62.
- Li, M., Guo, X., Shi, J. & Zhu, Z., 2015. Seepage and stress analysis of anti-seepage structures constructed with different concrete materials in an RCC gravity dam. *Water Science and Engineering* 8, 326-334.
- Philip, J.R. 1957. Evaporation, and moisture and heat fields in the soil. *Journal of Meteorology* 14, 354 –366.
- Rubertis, K.D. 2018. *Monitoring Dam Performance: Instrumentation and Measurements*. Virginia. American society of civil engineers.
- Santillan, D., Ardanuy, J.F., Morán, R. & Toledo, M.A., 2011. Forecasting of dam flow-meter measurements using Artificial Neural Networks. In Romeo Garcia et al. (eds), *Taylor & Francis Group; Proc. Dam Maintenance and Rehabilitation II, Zaragoza, Spain, 23-25 November 2010*. London.
- Santillán, D., Fraile-Ardanuy, J., and Toledo, M. Á., 2014. Predicción de lecturas de aforos de filtraciones de presas bóveda mediante redes neuronales artificiales. *Tecnol Cienc. Agua* 5, 81-96.
- Salazar, F., Morán, R., Toledo, M.Á., & Oñate, E., 2015. Data-based models for the prediction of dam behavior: A review and some methodological considerations. *Archives of Computational Methods in Engineering* 1.
- Vapnik, V., 1995. *The Nature of Statistical Learning Theory*, Springer.
- Wu, Y., Zhang, Z., 1995. *Introduction to Rock Mass Hydraulics*. Southwest Jiaotong University Press: Chengdu. China.