

Étude du comportement thermodynamique d'appuis isolateurs sismiques sous chargements cycliques à basses températures

par

Alexis MARET

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE DE LA CONSTRUCTION
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 12 SEPTEMBRE 2016

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

©Tous droits réservés, Alexis Maret, 2016

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Lotfi Guizani, ing., Ph.D., directeur de mémoire
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Michel Baraër, ing., Ph.D., président du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. François Duhaime, ing., Ph.D., membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Amar Khaled, ing., Ph.D., membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

Mme Émilie Hudon, ing., Ph.D., examinateur externe
GOODCO Z-TECH (CANAM-PONTS)

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 6 SEPTEMBRE 2016

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens d'abord à remercier mon directeur, le Professeur Lotfi Guizani, pour m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce projet, pour sa disponibilité et son soutien technique et financier tout au long de ce travail de recherche. L'ensemble de ses conseils et critiques constructives m'ont fait grandement avancer et ont permis la réalisation de ce mémoire.

Je remercie également le Professeur François Duhaime pour sa disponibilité et son aide précieuse qui m'ont permis à plusieurs reprises de résoudre les problèmes rencontrés. Également, je le remercie d'avoir accepté de prendre part à mon jury. J'en profite aussi pour remercier le Professeur Amar Khaled ainsi que Mme Émilie Hudon qui ont accepté de siéger sur le jury d'examen de ce mémoire et le Professeur Michel Baraër d'avoir accepté d'en être le président.

Je tiens à remercier l'ensemble de mes amis, à Montréal et en France pour m'avoir soutenu tout au long de ce mémoire et particulièrement Jeremy, Aurélien, Philippe et Pierre qui ont rendu mes vacances mémorables. Pareillement, toute ma gratitude envers mes promsquets au Canada pour les moments vécus et leurs disponibilités lorsque j'en avais gros.

Enfin, j'adresse mes plus profonds remerciements à mes proches et particulièrement à ma mère, mon frère et mes sœurs pour leurs encouragements et leurs soutiens malgré la distance. Mon infinie reconnaissance pour avoir fait de chacun de mes retours des moments formidables ainsi que pour leurs séjours en Amérique, très appréciés.

ÉTUDE DU COMPORTEMENT THERMODYNAMIQUE D'APPUIIS ISOLATEURS SISMQUES SOUS CHARGEMENTS CYCLIQUES À BASSES TEMPÉRATURES

Alexis MARET

RÉSUMÉ

L'isolation sismique de la base permet de découpler le mouvement d'un pont isolé de celui du sol à l'aide d'appuis isolateurs sismiques. L'usage d'isolateurs sismiques permet d'augmenter la période de la structure et donc de l'éloigner de la période critique des séismes. Cependant, la performance sismique d'un pont isolé est gouvernée par le comportement des isolateurs sismiques lequel est directement relié à leurs propriétés hystérétiques. Celles-ci sont influencées par de nombreux facteurs, notamment les basses températures, communes au Canada. Le code canadien des ponts routiers (CSA, 2014) exige d'effectuer des essais à basses températures sur les isolateurs sismiques, mais sans encadrer précisément ces essais. Notamment, l'impact des conditions d'essais n'est pas connu de manière précise. De plus, les propriétés hystérétiques et le comportement des appuis isolateurs sismiques est, le cas échéant, intimement relié à leurs comportements thermodynamiques avec un couplage entre les propriétés mécaniques et la température effective durant l'essai. La présente étude a pour objectif principal le développement d'une modélisation numérique d'appuis sismiques, sous chargements cycliques, à de basses températures permettant d'étudier l'interaction entre la thermodynamique de ces appuis et leurs propriétés hystérétiques mesurées par les essais.

Cette étude s'intéresse à l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) et à l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB). Les propriétés hystérétiques de ces deux isolateurs dépendent du caoutchouc, mais également du plomb pour le LRB. Les comportements de ces deux matériaux ont été modélisés de manière à obtenir des modèles à la fois convenables pour les simulations par éléments finis et représentatifs de la réalité. Les propriétés mécaniques et thermiques ainsi que leurs lois d'évolutions avec la température sont définies et sélectionnées sur la base de recherches dans la littérature. Également, la chaleur générée au sein de ces matériaux, conséquence de l'énergie dissipée pendant les chargements cycliques, a été modélisée. Une série de simulations a permis de valider les modèles créés pour les matériaux et la chaleur générée. Ensuite des simulations pour les deux types d'isolateurs étudiés en modifiant les paramètres ont été réalisées afin de représenter l'impact des basses températures et de certaines conditions d'essai.

Les résultats sont comparés à ceux disponibles dans la littérature pour valider les modèles créés pour les matériaux composant les isolateurs ainsi que la chaleur interne qu'ils génèrent sous le mouvement cyclique. Également, l'impact de la température d'essai sur le comportement des isolateurs a été bien mis en évidence. Pour les HRB, les basses températures entraînent une forte augmentation de l'ensemble des propriétés mécaniques du caoutchouc, ce qui implique une augmentation à la fois de la force caractéristique (Q_d) et de la rigidité post-élastique (K_d) des isolateurs. De même pour les LRB, les basses températures augmentent en plus la limite élastique du plomb ce qui, combiné aux effets sur le caoutchouc,

VIII

provoque une augmentation très importante de la force caractéristique. Enfin, les simulations ont mis en avant la faible chaleur générée au sein du caoutchouc et ce conformément aux études antérieures disponibles dans la littérature. Au contraire, le noyau de plomb subit lui un réchauffement important, amplifié par les basses températures qui augmentent sa limite élastique. Cette augmentation de la température interne des isolateurs soumis à des chargements cycliques est bien visible sur les boucles d'hystérésis des LRB qui présentent une dégradation de la réponse avec les cycles. Dans le cas des appuis HRB, cette dégradation avec les cycles est beaucoup moins évidente et les réponses des cycles successifs sont quasiment identiques. Finalement, nos simulations indiquent que la température des plaques composant la structure d'essai ont peu d'influence sur la réponse thermodynamique et hystérétique des appuis isolateurs en LRB et HRB.

Mots clés : appuis isolateurs sismiques, comportement thermodynamique, paramètres hystérétiques, basses températures, simulations numériques.

ÉTUDE DU COMPORTEMENT THERMODYNAMIQUE D'APPUIS ISOLATEURS SISMQUES SOUS CHARGEMENTS CYCLIQUES À BASSES TEMPÉRATURES

Alexis MARET

ABSTRACT

Seismic base isolation allows for separating the motion of an isolated bridge of the ground using seismic isolation bearings. The use of such devices allows increasing the vibration period of the structure. This period shift usually moves away the period of the structure from the dominant periods of earthquakes. However, the seismic performance of an isolated bridge is governed by the behavior of seismic isolation bearings which is directly connected to their hysteresis properties. These hysteretic features are influenced by many factors, including low temperatures, commonly experienced in Canada. The Canadian Highway Bridge Design Code (CSA, 2014) requires to carry out tests at low temperatures on isolation bearings but does not closely regulate these tests. In particular, the impact of test conditions is not precisely known. Moreover, the hysteresis properties and behavior of seismic isolation bearings is generally intimately linked to their thermodynamic behavior with a coupling between the mechanical properties and the effective temperature of bearings during the test. This study's main objective is the development of a numerical modeling of seismic bearings under cyclic loading at low temperatures in order to study and to represent the interaction between their thermodynamics and their hysteresis properties measured by the tests.

This study focuses on two types of laminated elastomeric seismic isolation bearings: High damping Rubber Bearings (HRB) and Lead Rubber Bearings (LRB). The hysteresis properties of these two isolators depend on the properties of the rubber, but also on those of the lead of the LRB. The behaviors of these two materials were modeled to obtain representative and effective models suitable for simulations using finite elements. The mechanical and thermal properties and their laws of evolution with temperature are defined and selected on the basis of a literature review. The heat generated in these materials as a result of the energy dissipated during cyclic loading was modeled. A series of simulation has been carried out to validate the models created for materials and heat generation/diffusion. Finally, simulations for both types of isolation bearings, studied by changing the settings, were performed to visualize the impact of low temperatures and some test conditions.

The results are compared to available results in the literature and are used to validate the models created for the materials component of the isolators and heat generated within them. Furthermore, the impact of the test temperature on the behavior of the isolators was investigated. For HRB, low temperatures lead to a sharp increase of all mechanical properties of rubber, which implies an increase of both the characteristic strength (Q_d) and the post-elastic stiffness (K_d). Similarly, for LRB, low temperatures increase K_d and Q_d , as well as the elastic limit of lead which, combined with the rubber effects, causes a highly significant increase in the strength characteristic Q_d . The simulations confirmed, as expected through literature review, that the heat generated by rubber is low and can be neglected for LRB bearings. However, the lead core experienced important heating, amplified by the low

temperatures that increased its elastic limit. This increase in internal temperature of isolators subjected to cyclic loadings is clearly visible on the hysteresis loops of the LRB that exhibited degradation of the response with each cycle. For HRB bearings this degradation with cycling is much less obvious and the responses of successive cycles are almost identical. Finally, our simulations indicate that the temperature of the plates of the test structure have very little influence on the thermodynamics and hysteretic response of isolators LRB and HRB.

Keywords: seismic isolation bearing, thermodynamic behavior, coupled hysteretic behavior, low temperatures, numerical simulations.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	7
1.1 Philosophie de conception parasismique des ponts au Canada	7
1.2 Les technologies d'isolation sismique	9
1.2.1 Conception conventionnelle à base fixe (Stratégie d'encaisser le coup)....	9
1.2.2 Conception avec des technologies parasismiques (Stratégie d'éviter le coup).....	10
1.2.2.1 L'usage d'amortisseurs sismiques	11
1.2.2.2 L'usage de transmetteurs de chocs sismiques.....	11
1.2.2.3 L'isolation sismique de la base	12
1.3 Principaux systèmes de l'isolation sismique de la base.....	13
1.3.1 Les systèmes à base de glissement.....	14
1.3.1.1 Systèmes de pendule à friction	14
1.3.1.2 Systèmes d'isolation à base de glissement avec élastomère confiné.....	15
1.3.2 Les systèmes à base d'élastomère.....	16
1.3.2.1 Systèmes d'isolation en élastomère fretté.....	16
1.3.2.2 Systèmes d'isolation en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB)	17
1.3.2.3 Systèmes d'isolation en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB).....	18
1.3.3 Comportement des systèmes à base d'élastomère	19
1.3.3.1 Comportement théorique	19
1.3.3.2 Énergie dissipée par cycle.....	21
1.4 Propriétés mécaniques des matériaux composant les isolateurs sismiques	22
1.4.1 Propriétés mécaniques de l'acier	22
1.4.2 Propriétés mécaniques du plomb	22
1.4.3 Propriétés mécaniques du caoutchouc	23
1.5 Impact de la température sur les propriétés mécaniques des matériaux composant les isolateurs.....	24
1.5.1 Différents effets de la température sur le comportement des isolateurs à base d'élastomère.....	25
1.5.1.1 Effet du réchauffement durant le mouvement cyclique de l'isolateur	26
1.5.1.2 Effets des basses températures d'exposition et d'essai.....	27
1.5.2 Effet de la température sur les propriétés mécaniques de l'acier.....	27
1.5.3 Effet de la température sur les propriétés mécaniques du caoutchouc	27
1.5.4 Effet de la température sur les propriétés mécaniques du plomb	35
1.6 Propriétés thermiques des matériaux composant les isolateurs sismiques à base d'élastomère.....	41

1.7	Effet de la température sur le comportement hystérétique des isolateurs à base d'élastomère	44
CHAPITRE 2 TRANSFERT DE CHALEUR : PRINCIPES ET ÉQUATIONS.....		47
2.1	Mécanismes fondamentaux de transfert de chaleur	47
2.2	Conduction.....	48
2.2.1	Équations de la conduction	48
2.2.2	Conditions aux limites	51
CHAPITRE 3 MODÉLISATION		55
3.1	Choix du logiciel COMSOL®	55
3.2	Modélisation des matériaux	57
3.2.1	Acier.....	57
3.2.1.1	Modélisation du comportement de l'acier	58
3.2.1.2	Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier.....	59
3.2.2	Plomb	60
3.2.2.1	Modélisation du comportement du plomb	61
3.2.2.2	Propriétés mécaniques et thermiques du plomb.....	62
3.2.3	Caoutchouc	62
3.2.3.1	Modèle choisi pour le caoutchouc	63
3.2.3.2	Propriétés mécaniques et thermiques du caoutchouc.....	64
3.3	Modélisation du transfert de chaleur.....	67
3.4	Modélisation de la chaleur générée.....	70
3.4.1	Chaleur générée calculée analytiquement.....	71
3.4.2	Chaleur générée calculée numériquement via l'énergie dissipée	72
3.5	Modèles utilisés pour les simulations	73
CHAPITRE 4 SIMULATIONS NUMÉRIQUES D'ESSAIS ET DISCUSSION		79
4.1	Conditionnement thermique et évolution de la température interne.....	80
4.1.1	Isolateur en élastomère à amortissement élevé (HRB).....	82
4.1.1.1	Géométrie.....	82
4.1.1.2	Paramètres de simulation	83
4.1.1.3	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -7°C	85
4.1.1.4	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -15°C	87
4.1.1.5	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -21°C	89
4.1.1.6	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -26°C	91
4.1.2	Température interne pour un isolateur en élastomère avec noyau de plomb (LRB).....	93
4.1.2.1	Géométrie.....	93
4.1.2.2	Paramètres des simulations	94
4.1.2.3	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -7°C	95

4.1.2.4	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -15°C	97
4.1.2.5	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -21°C	99
4.1.2.6	Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -26°C	101
4.1.3	Interprétation des résultats	102
4.2	Transfert de chaleur en 2D axisymétrique	104
4.2.1	Simulation à basse température : Exemple 4 de Kalpakidis	106
4.2.2	Simulation à température ambiante : Exemple 1 de Kalpakidis	110
4.2.3	Simulation à partir du modèle de Takaoka : validation du modèle	115
4.2.4	Impact des conditions d'essai	119
4.2.4.1	Température interne de l'isolateur à la fin des essais	121
4.2.4.2	Distributions de température dans l'isolateur pour trois interfaces par cycle	122
4.3	Simulation 2D pour les élastomères	128
4.3.1	Géométrie, paramètres de simulation et maillage	129
4.3.2	Simulations pour l'élastomère de type « H1 »	133
4.3.3	Simulations pour l'élastomère de type « N1 »	134
4.3.4	Simulations pour l'élastomère de type « SN1 »	135
4.3.5	Réchauffement de l'élastomère soumis à des chargements cycliques croissant pour l'élastomère de type « H1 »	135
4.4	Simulation 2D pour les isolateurs en élastomère fretté	138
4.4.1	Simulation pour l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB)	139
4.4.1.1	Géométrie, paramètres de simulation et maillage pour le HRB	139
4.4.1.2	Résultats (HRB)	142
4.4.2	Simulation isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB)	146
4.4.2.1	Géométrie, paramètres de simulation et maillage pour le LRB	146
4.4.2.2	Résultats (LRB)	149
4.4.2.3	Impact de l'augmentation de température pour 15 cycles à $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$	153
	CONCLUSION	156
	BIBLIOGRAPHIE	161

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Niveaux de performance minimaux des ponts.....9
Tableau 1.2	Meilleures courbes d'ajustement pour les quatre ensembles de données expérimentales sur la résistance à la traction du plomb.....40
Tableau 1.3	Propriétés thermiques et densités du plomb, de l'acier et du caoutchouc43
Tableau 2.1	Récapitulatif des conditions limites entre deux solides52
Tableau 2.2	Récapitulatif des conditions limites à la frontière.....53
Tableau 3.1	Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier.....60
Tableau 3.2	Propriétés mécaniques et thermiques du plomb.....62
Tableau 3.3	Propriétés mécaniques et thermiques du caoutchouc utilisées67
Tableau 3.4	Propriétés physico-chimiques des matériaux utilisés dans les simulations de l'étude69
Tableau 4.1	Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB.....83
Tableau 4.2	Données utilisées pour l'analyse du HRB84
Tableau 4.3	Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB.....93
Tableau 4.4	Données utilisées pour l'analyse du LRB94
Tableau 4.5	Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 4 de Kalpakidis (2008).....106
Tableau 4.6	Données utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 4 de Kalpakidis (2008).....107
Tableau 4.7	Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 1 de Kalpakidis (2008).....111
Tableau 4.8	Données utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 1 de Kalpakidis (2008).....111
Tableau 4.9	Données utilisées pour l'analyse du LRB117

Tableau 4.10	Données utilisées pour l'analyse de l'impact de la température des machines d'essai	120
Tableau 4.11	Données géométriques utilisées pour l'analyse de l'élastomère	130
Tableau 4.12	Données utilisées pour l'analyse de l'élastomère.....	130
Tableau 4.13	Données géométriques utilisées pour l'analyse du HRB	139
Tableau 4.14	Données utilisées pour l'analyse du HRB	140
Tableau 4.15	Données utilisées pour l'analyse du LRB	146
Tableau 4.16	Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB.....	147

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Conception conventionnelle à base fixe d'un pont.....	10
Figure 1.2	Influence de l'accroissement de la période et de l'amortissement sur l'accélération et le déplacement d'une structure	13
Figure 1.3	Schéma de l'isolateur de type pendule à friction simple	15
Figure 1.4	Schéma de l'isolateur sismique Goodco-Ztech	15
Figure 1.5	Schéma d'isolateur en élastomère fretté, de forme rectangulaire dans le plan	17
Figure 1.6	Schéma d'isolateur en élastomère avec noyau de plomb et de forme circulaire dans le plan	18
Figure 1.7	Modèle de comportement bilinéaire, utilisé pour idéaliser le comportement hystérétique des isolateurs sismiques	19
Figure 1.8	Courbe force-déplacement pour un caoutchouc	24
Figure 1.9	Représentation conceptuelle de la variation de la rigidité des élastomères exposés à de basses températures.....	28
Figure 1.10	Représentation conceptuelle des propriétés mécaniques fondamentales caractérisant le comportement cyclique de cisaillement des élastomères	29
Figure 1.11	Courbes d'hystérésis de l'élastomère H1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0.5Hz.....	30
Figure 1.12	Courbes d'hystérésis de l'élastomère N1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0.5Hz.....	31
Figure 1.13	Courbes d'hystérésis de l'élastomère SN1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0.5Hz.....	31

Figure 1.14	Caractéristiques mécaniques des élastomères de type H1, N1 et SN1 comme des fonctions de la température à différentes amplitudes de déformation en cisaillement.....	33
Figure 1.15	Tendance selon la température des caractéristiques mécaniques normalisées pour une amplitude de déformation en cisaillement de 100%	34
Figure 1.16	Influence de la température sur la relation contrainte-déformation du plomb	35
Figure 1.17	Variation de la résistance mécanique du plomb selon la température pour différentes fréquences de chargement	36
Figure 1.18	Augmentation de la température du noyau de plomb d'un LRB soumis à un chargement de 25 cycles	36
Figure 1.19	Évolution de l'énergie dissipée par cycle pour un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb	37
Figure 1.20	Relation entre la résistance à la traction du plomb et la température selon les expériences de Kalpakidis à un taux de déformation de 0.0075/sec	41
Figure 1.21	Relation Force-Déplacement d'un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé à normale et basse températures.....	45
Figure 1.22	Relation Force-Déplacement d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb à normale et basse températures.....	46
Figure 3.1	Loi de comportement bi-linéaire, sous chargement monotone croissant	58
Figure 3.2	Loi de comportement (hystérésis) bi-linéaire sous chargement cyclique	58
Figure 3.3	Modèle de comportement élastique, retenu pour l'acier	59
Figure 3.4	Comportement élasto-plastique sous chargement monotone.....	61
Figure 3.5	Boucle d'hystérésis d'un matériau élasto-plastique.....	61
Figure 3.6	Comportement bilinéaire en cisaillement du caoutchouc	63
Figure 3.7	Boucle Contrainte – Déformation bilinéaire, représentant le comportement idéalisée du caoutchouc	64

Figure 3.8	Coefficient multiplicateur des caractéristiques mécaniques des élastomères en fonction de la température entre -20°C et 40°C	65
Figure 3.9	Coefficient multiplicateur pour les caractéristiques mécaniques du caoutchouc en fonction de la température entre -30°C et 220°C	66
Figure 3.10	Modèle 2D par éléments finis de l'échantillon d'élastomère.....	75
Figure 3.11	Modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (HRB).....	75
Figure 3.12	Modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (LRB).....	76
Figure 3.13	Maillage du modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (LRB).....	76
Figure 3.14	Modèle générique présentant les paramètres géométriques utilisées.....	77
Figure 4.1	Paramètres de simulation pour l'analyse du HRB.....	84
Figure 4.2	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $\text{Text} = -7^{\circ}\text{C}$	85
Figure 4.3	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $\text{Text} = -7^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$	85
Figure 4.4	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $\text{Text} = -7^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h	86
Figure 4.5	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $\text{Text} = -15^{\circ}\text{C}$	87
Figure 4.6	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $\text{Text} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$	87
Figure 4.7	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $\text{Text} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h	88
Figure 4.8	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $\text{Text} = -21^{\circ}\text{C}$	89
Figure 4.9	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $\text{Text} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$	89

Figure 4.10	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour Text = -21°C à t = 12h, 18h, 24h et 36h	90
Figure 4.11	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, Text = -26°C.....	91
Figure 4.12	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour Text = -26°C à t = 6h	91
Figure 4.13	Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour Text = -26°C à t = 12h, 18h, 24h et 36h	92
Figure 4.14	Paramètres de simulation pour l'analyse du LRB	94
Figure 4.15	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, Text = -7°C.....	95
Figure 4.16	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -7°C à t = 6h	95
Figure 4.17	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -21°C à t = 12h, 18h, 24h et 36h	96
Figure 4.18	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, Text = -15°C.....	97
Figure 4.19	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -15°C à t = 6h	97
Figure 4.20	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -15°C à t = 12h, 18h, 24h et 36h	98
Figure 4.21	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, Text = -21°C	99
Figure 4.22	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -21°C à t = 6h	99
Figure 4.23	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -21°C à t = 12h, 18h, 24h et 36h	100

Figure 4.24	Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$	101
Figure 4.25	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$	101
Figure 4.26	Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h	102
Figure 4.27	Augmentation de la température par cycle à $r=0.7R_L$ pour l'exemple 4 de Kalpakidis (2008)	108
Figure 4.28	Distribution de l'augmentation de température verticale au centre de l'isolateur ($r=0$)	109
Figure 4.29	Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$) de l'exemple 4 de Kalpakidis.....	109
Figure 4.30	Augmentation de température par cycle à $0.7R_L$ pour l'exemple 1 de Kalpakidis (2008)	112
Figure 4.31	Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$).....	113
Figure 4.32	Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$) de l'exemple 1 de Kalpakidis	113
Figure 4.33	Température de l'isolateur (LRB) due au réchauffement du noyau de plomb la fin de la simulation $t = 30\text{s}$ (15^{e} cycle)	115
Figure 4.34	Géométrie du spécimen de LRB avec emplacement des sondes de température de Takaoka à l'échelle $\frac{1}{2}$	116
Figure 4.35	Relation force - déplacement et évolution de K_d et Q_d à chaque cycle pour le LRB de pleine grandeur de Takaoka.....	117
Figure 4.36	Évolution de la température d'un spécimen grandeur nature de LRB	118
Figure 4.37	Température de l'isolateur (LRB) due au chauffage du noyau de plomb avec $T_{stru} = -26^{\circ}\text{C}$	121
Figure 4.38	Température de l'isolateur (LRB) due au chauffage du noyau de plomb avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$	122
Figure 4.39	Distribution horizontale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur avec $T_{stru} = -26^{\circ}\text{C}$	124

Figure 4.40	Distribution horizontale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$	124
Figure 4.41	Distribution verticale de la température au centre de l'isolateur ($r=0$) avec $T_{stru} = -26^{\circ}\text{C}$	125
Figure 4.42	Distribution verticale de la température au centre de l'isolateur ($r=0$) avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$	126
Figure 4.43	Distribution horizontale de l'augmentation de température à l'interface cœur de plomb - plaque d'acier avec $T_{stru} = -26^{\circ}\text{C}$	127
Figure 4.44	Distribution horizontale de l'augmentation de température à l'interface cœur de plomb - plaque d'acier avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$	128
Figure 4.45	Paramètres de simulation des échantillons d'élastomère pour les essais en 2D.....	131
Figure 4.46	Déplacement cyclique imposé pour l'obtention des relations contraintes- déformations de H1, SN1 et N1, fréquence de 0.5Hz, amplitudes de cisaillement croissante de 25 % à 125 %.....	131
Figure 4.47	Déplacement cyclique imposé pour l'obtention de de température interne du spécimen H1, fréquence de 0,5Hz, amplitudes de cisaillement croissante de 25 % à 125 %	132
Figure 4.48	Maillage des échantillons d'élastomère pour l'étude en 2D	132
Figure 4.49	Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère H1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C , (b) 20°C , (c) 10°C , (d) 0°C , (e) -10°C et (f) -20°C ; fréquence de 0,5Hz.....	133
Figure 4.50	Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère N1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C , (b) 20°C , (c) 10°C , (d) 0°C , (e) -10°C et (f) -20°C ; fréquence de 0,5Hz.....	134
Figure 4.51	Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère SN1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C , (b) 20°C , (c) 10°C , (d) 0°C , (e) -10°C et (f) -20°C ; fréquence de 0,5Hz.....	135
Figure 4.52	Augmentation de température interne de l'élastomère H1, fréquence de 0,5 Hz, amplitudes de déformations croissantes de 25 % à 125 %, températures de l'air : (a) 40°C , (b) 20°C , (c) 10°C , (d) 0°C , (e) -10°C et (f) -20°C	136

Figure 4.53	Augmentation de température interne de l'élastomère H1, fréquence de 0,5 Hz, amplitudes de déformations croissantes de 25 % à 125 %, températures de l'air : (a) 40 °C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C	137
Figure 4.54	Géométrie du HRB pour l'étude en 2D	140
Figure 4.55	Paramètres de simulation pour l'étude en 2D du HRB	141
Figure 4.56	Maillage du HRB pour l'étude en 2D.....	141
Figure 4.57	Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$	142
Figure 4.58	Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$	142
Figure 4.59	Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de -26°C	143
Figure 4.60	Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de 20°C	143
Figure 4.61	Augmentation de la température interne de l'isolateur (HRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 2.8\text{s}$ (1 cycle)	145
Figure 4.62	Augmentation de la température interne de l'isolateur (HRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$ à $t = 2.8\text{s}$ (1 cycle).....	145
Figure 4.63	Géométrie du LRB pour l'étude en 2D	148
Figure 4.64	Paramètres de simulation pour l'étude en 2D du LRB.....	148
Figure 4.65	Maillage du LRB pour l'étude en 2D	148
Figure 4.66	Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$	149
Figure 4.67	Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$	149
Figure 4.68	Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de -26°C	150
Figure 4.69	Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de 20°C	150

Figure 4.70	Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 16.8\text{s}$ (6 cycles)	152
Figure 4.71	Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$ à $t = 16.8\text{s}$ (6 cycles).....	152
Figure 4.72	Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$	153
Figure 4.73	Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$	154
Figure 4.74	Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 42\text{s}$ (15 cycles).....	154

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AASHTO	American Association of Highway and Transportation Officials
ASM	American Society for Metals
CFC	Cubique Face Centrée
C	Symbole chimique du Carbone
CSA	Canadian Standards Association (Association canadienne de normalisation : ACNOR)
EDC	Énergie Dissipée par Cycle
Fe	Symbole chimique du Fer
FEM	Finite Elements Method (Méthode des éléments finis)
HRB	High-damping Rubber Bearing (appui isolateur sismique en élastomère à amortissement élevé)
LRB	Lead Rubber Bearing (appui isolateur sismique en élastomère à noyau de plomb)
Pb	Symbole chimique du Plomb
2D	Deux dimensions
3D	Trois dimensions

Alphabet romain minuscule

a	Diffusivité thermique
f	Fréquence de chargement
g	Constante gravitationnelle terrestre
h	Coefficient de transfert superficiel
h_{iso}	Hauteur de l'appui isolateur sismique
h_l	Hauteur du noyau de plomb

XXVI

k_d	Rigidité post-élastique de l'appui isolateur sismique
n_R	Nombre de couches de caoutchouc
n_C	Nombre de cycles
q	Densité de production de chaleur du plomb
q_e	Débit de chaleur engendrée par unité de volume
r	Coordonnée radiale
t	Temps
t_R	Épaisseur des couches de caoutchouc
t_{Rtot}	Épaisseur totale de caoutchouc
t_S	Épaisseur des plaques d'acier
t_{Scale}	Épaisseur des cales d'acier
t_{Splaq}	Épaisseur des plaques de fin en acier
t_{Sstru}	Épaisseur des structures en acier
u_0	Amplitude de déplacement
z	Coordonnées axiale

Alphabet romain majuscule

A_l	Aire du noyau de plomb
A_r	Aire de l'élastomère
$Coef_R$	Coefficient multiplicateur pour les propriétés mécaniques du caoutchouc
D	Diffusivité thermique
E	Module de Young d'un matériau
$E1$	Paramètre pour les équations de la limite élastique du plomb
$E2$	Paramètre pour les équations de la limite élastique du plomb

E_T	Module tangent d'un matériau
F_{\max}	Force maximale (pour un déplacement Δ_{\max})
F_y	Force élastique
G	Module de cisaillement d'un matériau
G_0	Module de cisaillement initial
G_{sec}	Module de cisaillement sécant
$G_{\text{sec}0}$	Module de cisaillement sécant initial
H1	Élastomère de type « Hard » provenant de l'usine 1
H2	Élastomère de type « Hard » provenant de l'usine 2
K_d	Rigidité post-élastique de l'appui isolateur sismique
K_{eff}	Rigidité effective de l'appui isolateur sismique
K_u	Rigidité élastique de l'appui isolateur sismique
L_R	Largeur de la couche de caoutchouc
L_S	Largeur des plaques d'acier
L1	Paramètre pour les équations de la limite élastique du plomb
L2	Paramètre pour les équations de la limite élastique du plomb
MT1	Sonde thermique de Takaoka
N1	Élastomère de type « Normal » provenant de l'usine 1
N2	Élastomère de type « Normal » provenant de l'usine 2
P2	Sonde thermique de Takaoka
Q_d	Force caractéristique de l'isolateur
Q	Chaleur transférée

XXVIII

R_{iso}	Rayon extérieur de l'appui isolateur sismique
R_L	Rayon du noyau de plomb
R_{Scale}	Rayon des cales d'acier
R_{Splaq}	Rayon des plaques de fin en acier
R_{Sstru}	Rayon des structures en acier
SN1	Élastomère de type « Soft Normal » provenant de l'usine 1
SN2	Élastomère de type « Soft Normal » provenant de l'usine 2
T	Température
T_{essai}	Température de début de l'essai
T_{ext}	Température de l'air entourant l'appui isolateur sismique
T_{L0}	Température initiale du plomb
T_{Lt}	Température du plomb à l'instant t
T_r	Épaisseur totale d'élastomère
T_R	Température du caoutchouc
T_u	Période de déplacement
U	Énergie interne par unité de surface
V_l	Volume du noyau de plomb
W_d	Aire d'un cycle de chargement entier (représente l'énergie dissipée)

Alphabet grec minuscule

α	Diffusivité thermique
β	Taux d'amortissement visqueux équivalent (en % de l'amortissement critique)
γ	Déformation en cisaillement (déplacement relatif)
γ_{max}	Déformation maximale en cisaillement

δq_c	Chaleur fournie par le milieu extérieur au système par conduction
δq_e	Chaleur engendrée à l'intérieur du volume élémentaire
ε	Déformation en traction
λ	Conductivité thermique d'un matériau
ν	Coefficient de Poisson d'un matériau
ξ	Taux d'amortissement
ρ	Densité d'un matériau
σ_y	Limite élastique en traction/compression d'un matériau
σ_{yl}	Limite élastique du plomb
σ_{yl0}	Limite élastique initiale du plomb
σ_{ult}	Résistance mécanique du plomb
τ_{max}	Contrainte de cisaillement maximale
τ_y	Limite élastique en cisaillement d'un matériau
τ_{yr}	Limite élastique en cisaillement du caoutchouc
τ_{yr0}	Limite élastique en cisaillement initiale du caoutchouc
τ_0	Contrainte en cisaillement pour zéro déformation
φ	Flux thermique surfacique
ϕ	Flux thermique total

Alphabet grec majuscule

Δ_{max}	Déplacement maximal
ΔT_L	Variation de la température du noyau de plomb

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

UNITÉS GÉOMÉTRIQUES

Longueur

m mètre
mm millimètre

Aire

m² mètre carré
mm² millimètre carré

Volume

mm³ millimètre cube
cm³ centimètre cube
m³ mètre cube

UNITÉS DE MASSE

Masse

g gramme
kg kilogramme

Masse volumique

g/cm³ gramme par centimètre cube
kg/m³ kilogramme par mètre cube

UNITÉS DE TEMPS

s seconde
h heure

UNITÉS CALORIFIQUES

K Kelvin
°C degré Celsius

UNITÉS MÉCANIQUES

Vitesse

mm/s millimètre par seconde
m/s mètre par seconde

Accélération

m/s² mètre par seconde carré
g accélération gravitationnelle

Fréquence

Hz hertz
kHz kilohertz

Force

N newton
kN kilonewton

Rigidité

kN/mm kilonewton par millimètre

Contrainte, pression

Pa pascal
Mpa mégapascal
GPa gigapascal

Énergie, quantité de chaleur

J joule

Puissance

W Watt

INTRODUCTION

Contexte et Problématique

Les séismes majeurs survenus depuis les années 1970 ont montré la vulnérabilité sismique et les limites des ouvrages d'art (ponts) à résister aux importantes secousses, mettant en évidence la nécessité d'améliorer leurs résistances à de tels événements. Ainsi, les séismes de San Fernando en 1971, de Loma Prieta en 1989 ou de Northridge en 1994 ont été particulièrement marquants en raison de leur caractère destructeur pour les ponts et ont mis en évidence les lacunes des codes de construction en Amérique du Nord (Wang et Lee, 2009). Les dégâts causés par les séismes, le développement de moyens de calcul plus performants et l'intérêt socio-économique ont favorisé le développement de technologies parasismiques destinées à réduire l'impact des séismes sur les constructions dans le but de limiter les dommages et les pertes de vies humaines en cas de séismes majeurs. Il est possible de classer les approches de conception parasismique actuelles en deux classes distinctes : 1) La conception parasismique conventionnelle et; 2) La conception avec isolation sismique de la base. La conception parasismique conventionnelle s'assure que les fondations et la structure résistent à la secousse provoquée par le séisme. Le cas échéant, cette approche utilise le principe de calcul à la capacité laquelle, faute de pouvoir répondre à la demande élastique du séisme, consiste à limiter les forces sismiques induites dans la structure en limitant la capacité de celle-ci. En ce faisant, l'énergie sismique induite par le séisme est dissipée par déformation inélastique selon un mécanisme stable et au sein de zones de dissipation d'énergie par déformation inélastique, préalablement sélectionnées et conçues à cet effet. Il s'agit de zones de rotules plastiques. Celles-ci sont détaillées pour avoir un comportement ductile et stable. La seconde approche de conception, recourant à l'isolation sismique de la base, se sert de l'introduction d'appuis sismiques, dit isolateurs sismiques, entre la structure et son support pour allonger la période de vibration de la structure afin de l'éloigner de la zone de périodes dominantes de la secousse sismique. En se faisant, cette méthode permet de réduire les accélérations transmises à la structure et par implication les forces d'inertie qu'elle subit. L'isolation sismique de la base, lorsqu'appropriée, permet de

réduire les coûts de construction et de préserver la fonctionnalité des ouvrages d'art. En préservant la fonctionnalité des ouvrages, l'isolation sismique de la base répond aux exigences des codes de construction pour certains ouvrages d'art essentiels (Guizani, 2003). L'intérêt pour l'isolation de la base est croissant depuis une quinzaine d'années au Québec. Ce projet de recherche s'inscrit dans cette dynamique et s'intéresse au comportement des appuis isolateurs sismiques sous de basses températures.

Les principaux systèmes d'isolation sismique de la base peuvent être regroupés en deux catégories, soit les systèmes à base de glissement et ceux à base d'élastomère. En particulier, les isolateurs en élastomère fretté avec et sans noyau de plomb sont des plus couramment utilisés. Les systèmes d'isolation sismique permettent de découpler la réponse de la superstructure de celle du sol et de dissiper l'énergie du séisme par hystérésis au sein des appuis au lieu de la structure. Par une sélection adéquate des propriétés hystérétiques de ces systèmes, il est possible d'avoir une réduction importante de la force sismique tout en contrôlant l'accroissement du déplacement que subit la structure (Buckle *et al.*, 2006).

Les propriétés hystérétiques des isolateurs sismiques gouvernent le rendement sismique des ponts isolés à la base. Or, ces propriétés sont affectées par plusieurs paramètres les faisant varier dont notamment les basses températures, pour les applications dans les régions froides comme le Canada (AASHTO, 2010; Buckle *et al.*, 2006; Constantinou *et al.*, 2007). Le code canadien CSA-S6-14 spécifie qu'il est nécessaire de tenir compte du rendement des systèmes d'isolation sismique, à de basses températures, afin de s'assurer de leur fonctionnement et afin de borner la réponse sismique de l'ouvrage. Cependant il n'y a pas actuellement de cadre bien défini pour réaliser des essais à basses températures, pour l'interprétation de leurs résultats et pour l'extrapolation de ces résultats à la réponse globale du pont. Il n'est pas compris non plus comment et de combien les conditions d'essais ou d'installation peuvent affecter les résultats d'essais ou la réponse sismique du pont.

Objectifs

L'objectif principal de ce projet de recherche est le développement d'une modélisation numérique d'appuis sismiques à base d'élastomère, sous chargements cycliques, à de basses températures permettant d'étudier l'interaction entre la thermodynamique de ces appuis et leurs propriétés hystérétiques mesurées lors des essais. Afin de réaliser cet objectif, il a été nécessaire de fixer les objectifs intermédiaires suivants :

1. Identifier l'effet de la température sur les caractéristiques mécaniques et thermiques des isolateurs sismiques et donc les variations de leurs comportements hystérétiques;
2. Réaliser une modélisation par éléments finis couplant le transfert de chaleur au comportement et à la dissipation d'énergie hystérétique afin de reproduire le comportement sous chargements cycliques d'isolateurs en élastomère frettés avec et sans noyau de plomb;
3. Effectuer des simulations numériques à l'aide du modèle obtenu afin de comprendre l'impact des conditions d'essai ou d'installation sur les résultats obtenus, comparer les résultats avec ceux de la littérature afin de valider la modélisation et de déterminer certains paramètres de calibration du modèle;
4. Conclure sur le modèle obtenu et sur l'impact éventuel des conditions d'essai ou d'installation à basses températures.

Méthodologie

La méthodologie appliquée pour répondre à la problématique de l'étude ainsi qu'à chacun des objectifs de ce projet est la suivante :

1. Pour s'approprier ce sujet et acquérir toutes les notions nécessaires à la bonne compréhension ainsi qu'à l'avancement du projet, une revue de la littérature a été réalisée. Cette étape a permis de se familiariser avec les différentes technologies sismiques et notamment l'isolation sismique de la base à l'aide d'isolateurs en élastomère, sur lesquels ce projet s'est concentré. Une attention particulière a été accordée à comprendre l'effet de la température sur les propriétés mécaniques et

thermiques de ce type d'appuis, afin de mieux connaître et mieux représenter les variations de leurs caractéristiques hystérétiques dans le modèle. La revue de la littérature ayant déjà traité de cette thématique nous a également permis d'acquérir des données et des résultats expérimentaux et analytiques utilisés lors de la validation de notre modèle;

2. Afin de réaliser une modélisation numérique par éléments finis, il a été nécessaire de choisir un logiciel d'éléments finis permettant de réaliser cette étude. Plusieurs logiciels ont été sélectionnés et essayés afin de comprendre leurs possibilités, mais surtout leurs limites. Le choix du logiciel s'est porté sur COMSOL Multiphysics®, logiciel de simulation numérique par éléments finis permettant de réaliser des simulations multiphysiques, ce qui s'avère nécessaire pour cette étude où la mécanique du solide ainsi que le transfert de chaleur au sein des isolateurs sont étudiés et interagissent entre eux;
3. Le modèle numérique a été réalisé à partir des éléments obtenus lors de la revue de littérature : les lois de comportements des différents matériaux composant les isolateurs, la problématique de transfert de chaleur et son couplage aux propriétés hystérétiques, notamment le lien entre l'énergie dissipée par hystérésis lors des simulations et le dégagement de chaleur au sein des matériaux que cela produit. Plusieurs simulations ont été effectuées à l'aide du modèle afin de comprendre le comportement thermodynamique des isolateurs au cours des essais;
4. Les résultats numériques de ces simulations ont été comparés aux mesures expérimentales afin de s'assurer de la cohérence et la validité du modèle obtenue puis pour déterminer certains paramètres de calibration du modèle.

Envergure et limites de l'étude

Le présent projet de recherche est limité à l'étude du comportement thermodynamique des systèmes à base d'élastomère. Bien que les autres systèmes d'isolation sismique dont notamment les systèmes à base de glissement soient présentés, ceux-ci ne sont pas concernés par cette étude qui se limite à une catégorie en particulier. Des études supplémentaires sont requises pour généraliser les conclusions de cette recherche et pour étudier d'autres systèmes d'isolation sismique à la base.

Organisation du mémoire

Ce mémoire s'articule en quatre chapitres en plus de la présente introduction et de la conclusion de ce projet. La revue de littérature fait l'objet du premier chapitre portant notamment sur les différents systèmes d'isolations sismiques ainsi que les propriétés mécaniques et thermiques des matériaux qui composent les isolateurs. Le deuxième chapitre présente les principes et équations du transfert de chaleur permettant de comprendre les différents échanges thermiques se produisant au sein des isolateurs. Le troisième chapitre décrit la modélisation par éléments finis adoptée ainsi que les modèles de comportement choisis pour les composants des isolateurs sismiques étudiés dans le cadre de ce projet. Le quatrième chapitre est consacré à la présentation, l'analyse et la discussion des résultats obtenus lors des simulations numériques. Enfin les conclusions et recommandations sont présentées.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

La côte pacifique canadienne est la plus soumise aux séismes en raison de la présence de la ceinture de feu, mais la côte est canadienne le long de la rivière Outaouais et du fleuve Saint-Laurent présente des risques sismiques non négligeables, qui combinés aux températures extrêmes de l'hiver, peuvent s'avérer destructeurs. Le code canadien de calcul des ponts routiers (CSA-S6) régit les constructions des ponts routiers et notamment leur protection face aux séismes. La dernière version de ce code, le CSA-S6-14, indique qu'il est nécessaire de prendre en considération l'impact des basses températures dans les régions concernées. Il faut pour cela prendre pour température de service minimale égale à la température quotidienne moyenne minimale. Il n'y a cependant pas de procédures précises à suivre pour les essais de qualification, notamment sur les conditions d'essais. Ceci ne permet pas d'assurer avec certitude une bonne protection des ouvrages d'art qui feraient face à des séismes à de très basses températures.

Dans cette revue de littérature, nous allons tout d'abord voir comment les codes de construction prennent en compte les risques sismiques et leurs recommandations actuelles. Dans un second lieu, la philosophie actuelle de conception parasismique est présentée ainsi que les différentes technologies d'isolation sismique utilisées. Les systèmes majeurs de l'isolation sismique de la base sont exposés et les isolateurs en élastomère fretté avec et sans noyau de plomb sont particulièrement détaillés. Ces derniers étant les plus concernés par ce travail de recherche, leurs caractéristiques et leurs comportements thermodynamiques sont présentés avec plus de détails.

1.1 Philosophie de conception parasismique des ponts au Canada

Dans le contexte de calcul parasismique, le code canadien de calcul des ponts routiers, CSA-S6-14, classe les ponts en trois catégories d'importance : ponts essentiels, ponts principaux et autres ponts. Ce classement est du ressort des autorités qui gèrent les ponts (les

Ministères/Départements des Transports) et prend en compte l'importance, le rôle socio-économique joué par l'ouvrage, mais aussi des critères de survie et de service après sinistre ainsi que des critères de défense et de sécurité (CSA-S6-14).

L'approche de conception adoptée dans le dernier code des ponts routiers du Canada, le CSA-S6-14, est une conception basée sur la performance («Performance Based Design»). La philosophie de conception utilisée préconise des niveaux de dommage tolérable et de performance sismique minimale requise, modulés en fonction de la catégorie d'importance du pont et de la récurrence du séisme de calcul envisagé. Le tableau 1.1, ci-après, montre les niveaux de performance demandés par le code en fonction de la récurrence du séisme et de l'importance du pont. Ainsi, tous les ponts doivent pouvoir être utilisables immédiatement après un séisme mineur (assez fréquent) et en aucun cas s'effondrer, même dans le cas de séisme majeur (très rare). Également, afin de limiter les conséquences de pertes économiques et de vies humaines suite à un séisme majeur, les ponts considérés comme pont de secours doivent supporter un service immédiat après un séisme de récurrence une fois tous les 975 ans et un service limité après un plus fort séisme, dont la récurrence est d'une fois tous les 2475 ans. Dans ce dernier cas, il doit permettre l'accès pour les véhicules d'urgence immédiatement après le séisme et donc n'avoir subi aucun dommage sur sa structure qui le mettrait en péril. Du point de vue dommages pour un pont de secours, aucun dommage structural n'est toléré suite à un séisme de récurrence une fois tous les 475 ans, seulement des dommages mineurs sont tolérés suite à un séisme dont la période de retour est de 975 ans et les dommages subis par un séisme de récurrence une fois tous les 2475 ans doivent être réparables sans entraîner la fermeture du pont.

Tableau 1.1 Niveaux de performance minimaux des ponts
Tiré de CSA-S6-14 (2014)

Probabilité de dépassement en 50 ans (période de retour)	Ponts essentiels		Ponts principaux		Autres ponts	
	Service	Domage	Service	Domage	Service	Domage
10 % (475 ans)	Immédiat	Aucun	Immédiat	Mineur	Service limité*	Réparable*
5 % (975 ans)	Immédiat	Mineur	Service limité*	Réparable*	Service Interrompu*	Important*
2% (2475 ans)	Service limité	Réparable	Service Interrompu	Important	Aucun	Remplacement probable

* Niveaux de performance facultatifs sous réserve des exigences des pouvoirs de réglementation ou du propriétaire

1.2 Les technologies d'isolation sismique

Les stratégies de conception parasismique des ponts peuvent être classées en deux catégories. De manière imagée : la première, la conception conventionnelle à base fixe, laquelle stratégie consistant à "encaisser le coup" dû à un séisme et, la seconde, la conception parasismique non conventionnelle, utilisant des technologies parasismiques visant à "éviter et/ou amortir le coup".

1.2.1 Conception conventionnelle à base fixe (Stratégie d'encaisser le coup)

Les conceptions conventionnelles à base fixe consistent à dimensionner la structure afin que l'énergie induite par les secousses du séisme soit dissipée par déformations inélastiques dans des zones présélectionnées qui ont un comportement ductile et stable : les rotules plastiques. La structure de l'ouvrage peut ainsi se déformer dans le domaine inélastique, au niveau des rotules plastiques, sans dégradation importante de celles-ci et endurer plusieurs cycles de chargements, permettant la dissipation d'énergie cherchée. En dimensionnant la structure de cette manière, on diminue de 2 à 5 fois la demande en force qui serait appliquée à la structure si elle demeurait dans le domaine élastique. Les rotules plastiques peuvent se trouver à la

base de la structure au-dessus du niveau du sol comme illustré par la figure 1.1 (Priestley *et al.*, 1996).

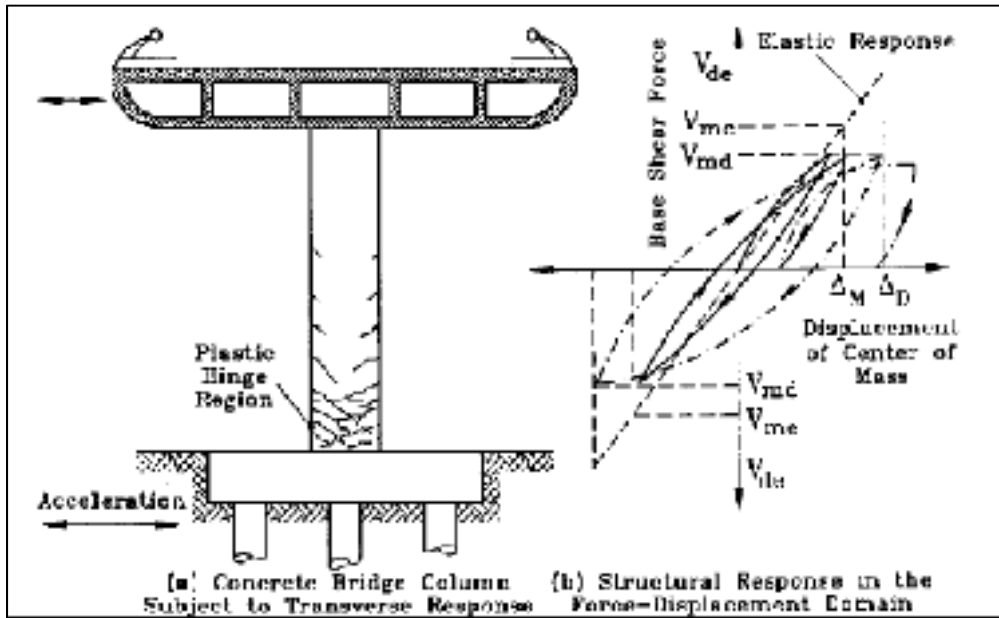


Figure 1.1 Conception conventionnelle à base fixe d'un pont
Tirée de Priestley *et al.* (1996)

1.2.2 Conception avec des technologies parasismiques (Stratégie d'éviter le coup)

Les conceptions avec des technologies parasismiques consistent à ajouter des éléments à la structure de l'ouvrage afin qu'elle ne soit pas trop endommagée par les forces provoquées par le séisme. L'accès à des méthodes de calcul plus poussées grâce aux outils informatique, le développement d'installations d'essais de simulateurs sismiques avec notamment des tables vibrantes, ainsi que la fin de la guerre froide qui a entraîné un transfert des technologies militaires vers le secteur civil, ont permis le développement rapide de ces technologies récentes. Les premières applications en Amérique du Nord remontent seulement à la fin des années 80, mais sont aujourd'hui une composante très importante de l'isolation sismique (Guizani, 2007). Les principales technologies parasismiques utilisées actuellement sont : l'usage d'amortisseurs sismiques, l'usage de transmetteurs de chocs sismiques et l'isolation sismique de la base. L'isolation sismique de la base est l'une des principales méthodes de

cette catégorie. L'objectif de celle-ci consiste à isoler l'ouvrage du sol afin d'esquiver les effets du séisme, tout en limitant le déplacement horizontal de la structure, lequel reste cependant, le cas échéant, bien supérieur à celui des ouvrages à conception conventionnelle.

1.2.2.1 L'usage d'amortisseurs sismiques

L'usage d'amortisseurs sismiques consiste à ajouter à la structure un système de dissipation d'énergie qui, en absorbant une grande partie de l'énergie sismique transmise à l'ouvrage, limite les dommages inélastiques subis par la structure. Il existe trois grandes familles d'amortisseurs sismiques (Guizani, 2007) :

- les amortisseurs hydrauliques possédant un amortissement "de type visqueux", c.à.d. la force d'amortissement est fonction de la vitesse;
- les amortisseurs à base de friction où la force d'amortissement est fonction de la force normale appliquée à l'interface de glissement et du coefficient de friction;
- les amortisseurs à base de comportement hystérétique où la force d'amortissement est générée au moyen de déformations inélastiques d'un fusible ductile.

1.2.2.2 L'usage de transmetteurs de chocs sismiques

L'usage de transmetteurs de chocs sismiques consiste à ajouter des transmetteurs de chocs sismiques en parallèle aux appuis mobiles des unités de fondation que l'on souhaite engager lors du séisme. Les transmetteurs de chocs sismiques opposent une faible résistance lors de mouvements lents, comme ceux causés par l'allongement et le rétrécissement du tablier suite à la variation de la température, mais bloquent lors de mouvements rapides comme ceux causés par un séisme. Ceci permet que les unités de fondation sélectionnées soient mobiles sous conditions de service et fixes lors d'un séisme pour leur permettre de prendre part au système de résistance sismique de l'ouvrage (Guizani, 2007).

1.2.2.3 L'isolation sismique de la base

L'isolation sismique de la base est un concept qui remonte au début du 20^e siècle. Néanmoins, les premières apparitions modernes remontent aux années 70. Au Canada, les premiers ponts usant de cette technologie ont été construits /réhabilités dans le courant des années 90, sur la côte ouest, région canadienne la plus soumise aux séismes. Plus récemment, en 2002, un premier pont (pont de l'Alma) a été isolé à la base au Québec (Guizani, 2003).

Les forces induites au sein d'une structure par un séisme et les dommages qui peuvent en résulter sont directement reliées, en premier lieu, à la concordance entre la période naturelle de vibration de la structure et la période d'excitation prédominante du séisme (Priestley *et al.*, 2007). En général, la zone de périodes prédominantes d'un tremblement de terre se situe dans la fourchette entre 0,1 et 0,5 secondes. Par la suite, plus la période augmente, plus la force sismique induite dans la structure a tendance à diminuer. Ainsi, en allongeant la période de vibration de la structure afin de l'éloigner de la zone de périodes dominantes de la secousse sismique, on parvient à réduire les accélérations transmises à la structure et par implication les forces d'inertie qu'elle subit : c'est le principe de l'isolation sismique de la base. Cet allongement de la période s'effectue en introduisant un lien flexible (et non rigide) dans le plan horizontal entre le sol (ou les fondations) et la structure. L'isolateur sismique constitue ce lien flexible et permet donc de réduire la force transmise à la structure lors d'un séisme, en augmentant sa période de vibration et en dissipant une quantité d'énergie par l'amortissement qu'il apporte. En revanche l'augmentation de la période de vibration de la structure se traduit par une augmentation des déplacements de manière concentrée au niveau de l'isolateur sismique. Il est donc nécessaire de contrôler ce déplacement et de trouver un équilibre entre la réduction des forces et le déplacement subis. La figure 1.2 qui suit illustre l'impact d'une augmentation de la période et de l'amortissement sur l'accélération (et donc la force) subie par la structure ainsi que le déplacement.

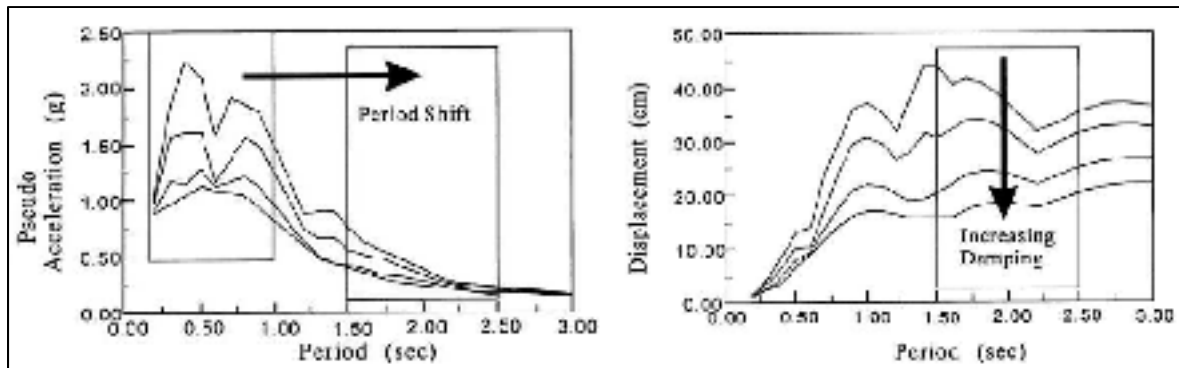


Figure 1.2 Influence de l'accroissement de la période et de l'amortissement sur l'accélération et le déplacement d'une structure
Tirée de Chen et Scawthorn (2003)

1.3 Principaux systèmes de l'isolation sismique de la base

De nombreux systèmes d'isolation sismique sont appliqués aux ponts et aux bâtiments dans le monde. La présence d'isolateurs sismique permet, en réduisant et en concentrant la distribution de l'énergie sismique, de réduire le transfert de l'énergie sismique à l'ouvrage ce qui limite les dommages occasionnés par les séismes et augmente ainsi les chances de survie et de préservation de la fonctionnalité de l'ouvrage après le séisme (Priestley *et al.*, 2007).

Un système d'isolation sismique se compose de trois éléments principaux :

- un appui capable de transmettre les charges verticales avec une faible rigidité horizontale : c'est l'élément principal d'un isolateur sismique;
- un mécanisme de dissipation d'énergie (amortisseur sismique) : il permet de contrôler la déformation de l'isolateur et ainsi le déplacement de la superstructure qu'il protège. Dans le cas des isolateurs sismiques à base d'élastomère munis ou non de noyau de plomb, c'est le comportement hystérétique, du noyau de plomb au sein de l'isolateur (LRB) et/ou de l'élastomère (HRB) qui est à l'origine de la dissipation d'énergie;

- un système de retenue (fusible), au besoin : afin de minimiser les déplacements en service (avec des charges de service pouvant résulter du vent ou de freinage), il convient pour l'isolateur sismique d'avoir une rigidité initiale suffisamment élevée. Certains systèmes peuvent nécessiter un système de retenu, rigide en service, mais qui cède au-delà d'un certain niveau de force bien aiguillé.

Pour effectuer l'isolation sismique de la base sur une structure, il existe notamment les systèmes à base de glissement et ceux à base d'élastomères. Ce sont ces derniers qui nous intéressent en premier lieu dans la présente étude. Celle-ci vise à simuler et explorer les variations couplées de leurs comportements hystérétiques et thermodynamiques (Guizani, 2007).

1.3.1 Les systèmes à base de glissement

Les isolateurs sismiques à base de glissement fonctionnent en apportant un découplage des mouvements de la structure isolée de ceux subis par les éléments de fondation. Ce découplage est effectué par interface de glissement qui permet également la dissipation d'énergie sismique, réalisée par friction (Guizani, 2007).

Parmi les systèmes à base de glissement, utilisés au Québec, il y a :

- le système, bien connu, de pendule à friction;
- un système local, utilisant de l'élastomère confiné.

1.3.1.1 Systèmes de pendule à friction

Le système de pendule à friction simple, illustré par la figure 1.3, ci-après, utilise une interface de glissement sphérique via une articulation. Ce système génère un mouvement global de la structure proche de celui d'un pendule. L'énergie dissipée par friction ainsi que la période d'isolation sont en fonction du coefficient de frottement de l'interface de

glissement et de rapport poids / rayon de courbure exclusivement, les caractéristiques clés de ce type d'isolateur (Constantinou *et al.*, 2011; Guizani, 2003).

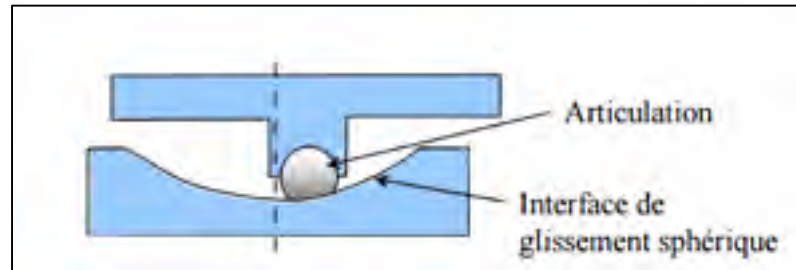


Figure 1.3 Schéma de l'isolateur de type pendule à friction simple
Tirée de Guizani (2003)

1.3.1.2 Systèmes d'isolation à base de glissement avec élastomère confiné

Un système d'isolation à base de glissement avec élastomère confiné est composé d'un appui en élastomère confiné muni d'une interface de glissement et de ressorts en acier (figure 1.4). Il a été développé au Québec. Le système de recentrage (ressorts en acier) possède un comportement élastique et apporte la rigidité post-élastique (tangente) du système. L'interface de glissement est une interface acier inoxydable - Téflon et permet la dissipation d'énergie de cet isolateur. Sous un poids donné, cette interface contrôle la force de friction constituant ainsi le siège de dissipation d'énergie et la résistance caractéristique initiale du système (Guizani, 2003). La rigidité post-élastique (K_d) et la résistance caractéristique initiale (Q_d) sont définies plus loin.

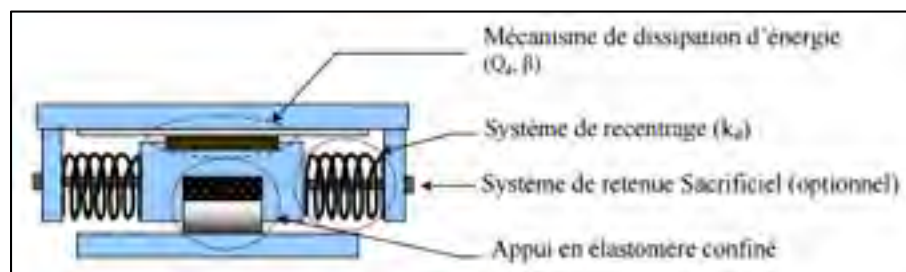


Figure 1.4 Schéma de l'isolateur sismique Goodco-Ztech
Tirée de Guizani (2003)

1.3.2 Les systèmes à base d'élastomère

Les systèmes d'isolation à base d'élastomère comportent trois principaux types d'isolateurs :

- les appuis ordinaires des ponts en élastomère fretté, utilisés à titre d'appuis isolateur sismique;
- les isolateurs sismiques en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB);
- les isolateurs sismiques en élastomère fretté à noyau de plomb (LRB).

Ces trois types d'isolateurs peuvent se retrouver sous deux géométries dans le plan. Ils peuvent être soit de forme rectangulaire, soit de forme circulaire. Ils se composent tous de couches d'élastomère alternées par des cales d'acier qui sont appelées « frettes ». Cet ensemble forme ce qui est appelé l'élastomère fretté (Dion, 2010). Ce qui différencie ces trois types d'isolateurs est la présence ou non d'un noyau de plomb en son centre ainsi que les propriétés mécaniques de l'élastomère choisi. Quatre types d'élastomère sont majoritairement utilisés pour les isolateurs : le butyle, le néoprène, le nitrile, mais surtout le caoutchouc naturel qui est le plus utilisé du fait de son faible coût et ses excellentes propriétés pour les applications d'isolation sismique (Taylor *et al.*, 1992).

1.3.2.1 Systèmes d'isolation en élastomère fretté

Les appuis en élastomère fretté standard appliqués sur les ponts de petite et moyenne portée depuis les années 1940, peuvent être utilisés comme isolateurs sismiques (Chabert, 1993). Ce type d'isolateurs sismiques est représenté par la figure 1.5. Cependant, ces appuis possèdent un comportement pratiquement linéaire et élastique, ce qui ne leur confère que très peu de dissipation d'énergie et donc qu'un faible taux d'amortissement visqueux équivalent (moins de 5 %). Cet isolateur est donc en général jumelé à un amortisseur pour compenser son faible amortissement. Par conséquent, dans la majorité des cas ce sont les deux autres types

d'isolateurs sismiques en élastomère qui sont employés puisqu'ils apportent une dissipation d'énergie plus conséquente (Dion, 2010). Ce sont donc les isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé et ceux à noyau de plomb qui nous intéressent et qui sont étudiés dans la suite de ce mémoire.

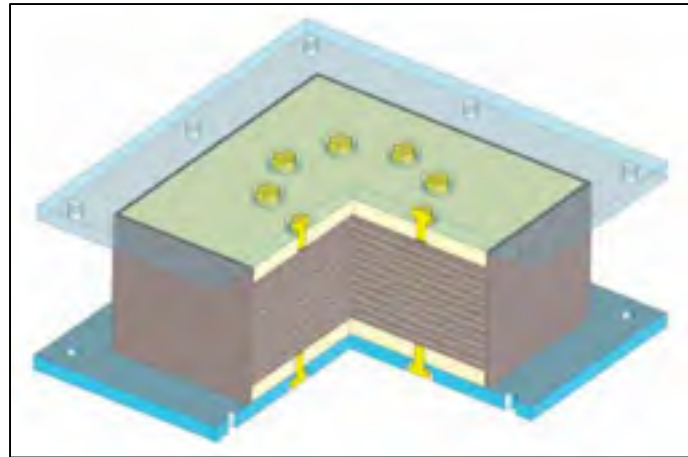


Figure 1.5 Schéma d'isolateur en élastomère fretté, de forme rectangulaire dans le plan
Tirée de Goodco Z-Tech (2016)

1.3.2.2 Systèmes d'isolation en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB)

Les isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé (*High-Damping Rubber Bearing* : HRB) sont géométriquement identiques à l'isolateur en élastomère fretté (figure 1.5) à la différence que l'élastomère qui les compose est spécialement formulé pour posséder des propriétés hystérétiques apportant un amortissement plus important. Les propriétés de l'élastomère sont modifiées par l'ajout d'additifs dans le caoutchouc lors de sa fabrication. Un amortissement typique d'environ 10 % est ainsi obtenu. Cet isolateur peut donc à la fois augmenter la période de la structure afin de la protéger et mieux contrôler les déplacements qu'elle subit grâce à l'énergie dissipée dans l'élastomère (Dion, 2010).

1.3.2.3 Systèmes d'isolation en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB)

L'isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb (*Lead Rubber Bearing* : LRB) est géométriquement identique à l'isolateur en élastomère fretté, mais possède un noyau de plomb en son centre (figure 1.6). Il a été inventé en 1975 en Nouvelle-Zélande par W. H. Robinson (Skinner *et al.*, 1993). Les plaques du sommet et du rebord de l'isolateur sont généralement connectées aux plaques de fin de l'isolateur au moyen de boulons fraisés afin de s'assurer de l'isolement du noyau de plomb. Le noyau de plomb est généralement coupé plus long que la hauteur de l'isolateur en élastomère. Il a donc un volume initial plus grand que l'espace disponible à son emplacement. Le noyau est donc comprimé à l'intérieur de l'isolateur entre les cales d'acier et les plaques de fin en acier situées à ses deux extrémités. Afin de tenir dans l'isolateur, le noyau s'élargit en venant à son tour comprimer les couches de caoutchouc. Sous de telles conditions de confinement, le noyau de plomb permet alors une excellente capacité de dissipation d'énergie (Kalpakidis, 2008).

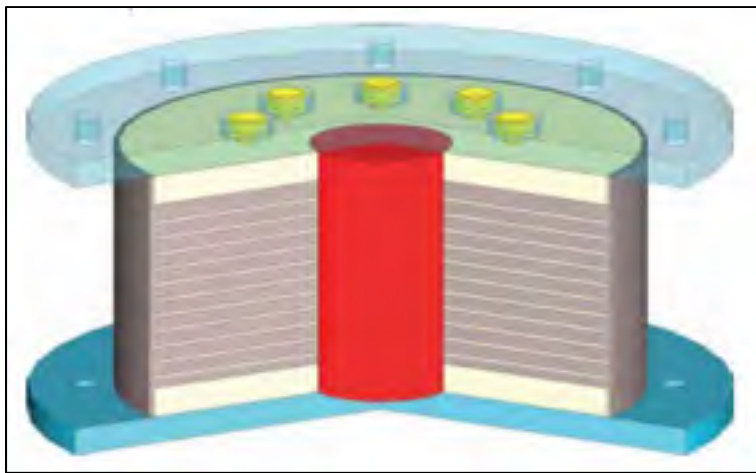


Figure 1.6 Schéma d'isolateur en élastomère avec noyau de plomb et de forme circulaire dans le plan
Tirée de Goodco Z-Tech (2016)

1.3.3 Comportement des systèmes à base d'élastomère

1.3.3.1 Comportement théorique

Le comportement théorique des isolateurs sismiques est généralement idéalisé par le comportement hystérétique de type bilinéaire, illustré sur la figure 1.7. Il se caractérise notamment par sa rigidité élastique K_u , rigidité de la réponse avant que la force atteigne la valeur de la force élastique F_y puis par sa rigidité post élastique, K_d . La force subie pour un déplacement nul, est nommé force ou résistance caractéristique, Q_d et la force pour le déplacement maximum de l'isolateur Δ_{max} est désignée par F_{max} .

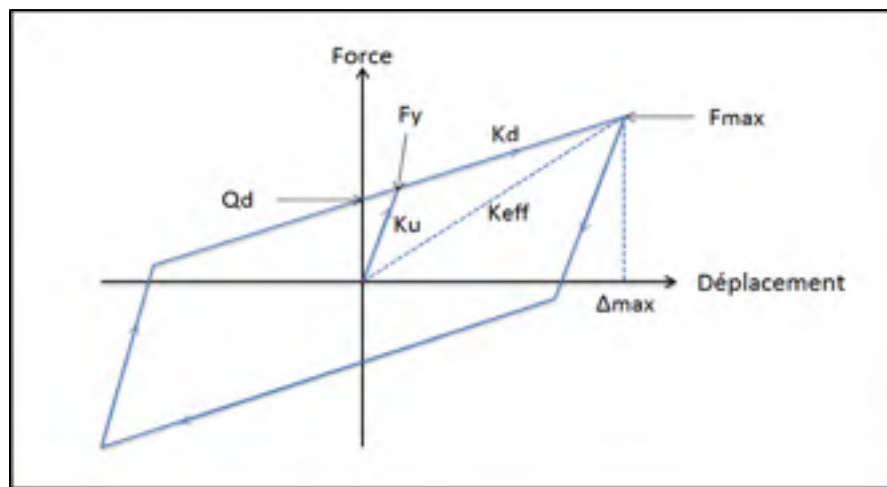


Figure 1.7 Modèle de comportement bilinéaire, utilisé pour idéaliser le comportement hystérétique des isolateurs sismiques

La rigidité initiale, K_u , est d'habitude une valeur très élevée et possède une importance secondaire. Le comportement hystérétique des appuis isolateurs sismiques se trouve donc défini essentiellement par deux caractéristiques principales, soit :

- la force caractéristique (Q_d);
- la rigidité post-élastique (K_d).

Dans le cas des isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB), ces deux propriétés découlent des caractéristiques de l'élastomère composant l'isolateur.

Pour l'isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb (LRB), ces deux propriétés découlent à la fois des caractéristiques de l'élastomère et du plomb composant l'isolateur. À température ambiante, les principaux paramètres qui régissent le comportement bilinéaire d'un isolateur sismique K_d et Q_d , sont respectivement fonction de la surface du noyau de plomb pour Q_d et du module de cisaillement G_r et de l'aire du caoutchouc pour K_d . Cependant, les propriétés mécaniques du plomb et du caoutchouc varient avec la température. Or, lors d'un essai à basse température ou dans le cas d'un appui isolateur sur un pont subissant un séisme à basse température, l'énergie dissipée est transformée en chaleur, laquelle affecte la température des composants de l'isolateur. Ce point est très important dans cette étude afin de connaître, en temps réel, l'évolution du comportement des isolateurs avec la température en tenant compte de l'interaction /couplage avec le comportement thermodynamique. La résistance caractéristique et la rigidité post-élastique d'un appui élastomère avec noyau de plomb sont définies par :

$$Q_d = \sigma_{yl} \times A_l \quad (1.1)$$

$$K_d = G_r \times A_r / T_r \quad (1.2)$$

Avec :

- σ_{yl} : limite élastique du plomb;
- A_l : aire du noyau de plomb;
- G_r : module de cisaillement du caoutchouc;
- A_r : surface du caoutchouc;
- T_r : épaisseur du caoutchouc.

Dans les formules ci-dessus, la contribution de l'élastomère à la résistance caractéristique a été négligée. Il en est de même pour la contribution du noyau de plomb, dont le comportement est quasi élasto-plastique parfait, dans la rigidité post-élastique.

1.3.3.2 Énergie dissipée par cycle

L'intérêt majeur des isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) et avec noyau de plomb (LRB) est leur capacité à dissiper de l'énergie lorsqu'ils sont soumis à des chargements cycliques. La compréhension et la prédiction de l'énergie dissipée par cycle (EDC) sont importantes, car elle découle directement du comportement de l'isolateur et de l'évolution de celui-ci lors d'essais. L'énergie dissipée par cycle est représentée par l'aire de l'hystérésis de l'isolateur en termes de relation force – déplacement pendant un cycle. Il est nécessaire de distinguer deux cas différents pour l'EDC, selon qu'ils s'agissent d'un HRB ou d'un LRB.

Dans le cas d'un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé, la dissipation d'énergie se produit dans l'élastomère dont l'amortissement a été augmenté à l'aide d'additifs chimiques. La génération de chaleur est déterminée par la nature de l'élastomère, les propriétés physiques et chimiques, l'environnement de celui-ci et les paramètres d'utilisation (Park *et al.*, 2000). De plus il est prouvé par tests et simulations que l'énergie dissipée par cycle ne dépend pas de la fréquence de chargement, mais uniquement de son amplitude (Luo *et al.*, 2005). Enfin d'après la loi de conservation de l'énergie il y a égalité entre la densité d'énergie dissipée et la densité d'énergie thermique (Pešek *et al.*, 2007). L'énergie dissipée par cycle correspond donc à la surface de l'hystérésis de la relation force – déplacement de l'isolateur. Selon la revue de littérature, la totalité (100%) de cette énergie est converti en énergie thermique (Pešek *et al.*, 2007).

Dans le cas d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb, la dissipation d'énergie se produit principalement dans le noyau en plomb. Lors d'un chargement cyclique, celui-ci étant confiné dans l'isolateur par les plaques d'acier et les cales, il suit le mouvement et circule verticalement et radialement dans les extrémités des plaques d'acier et des cales. Pour les LRB, l'élastomère ne génère pas un amortissement important, car l'énergie dissipée au sein de l'élastomère est dans des proportions négligeables par rapport à celle dissipée par le

noyau de plomb. Elle est par conséquent ignorée (Constantinou *et al.*, 2007; Kalpakidis, 2008).

1.4 Propriétés mécaniques des matériaux composant les isolateurs sismiques

Cette section fait un survol des propriétés mécaniques pour trois matériaux composant les isolateurs sismiques à base d'élastomère étudié : l'acier, le plomb et le caoutchouc naturel en tant qu'élastomère. Ces données sont ensuite utilisées pour la modélisation des matériaux pour les simulations par éléments finis. Une discussion plus détaillée des propriétés mécaniques notamment du plomb et du caoutchouc est présente dans l'une et/ou l'autre des publications suivantes : Constantinou *et al.* (2007), Dion (2010) et Kalpakidis (2008).

1.4.1 Propriétés mécaniques de l'acier

L'acier est un alliage métallique à base essentiellement de fer (Fe) et de carbone (C). Le carbone se trouve dans des proportions de 0,02 % à 2 % dans l'alliage et lui confère les propriétés qui définissent l'acier. Au-delà de 2% il s'agit d'un autre alliage à base de fer et de carbone : la fonte. L'acier est également composé de plusieurs autres éléments pouvant intervenir sous forme d'impuretés ou d'éléments d'additions, lesquels modifient les propriétés mécaniques et chimiques de celui-ci. Le module élastique de l'acier à la température ambiante peut être estimé entre 195 et 205 GPa et son coefficient de Poisson à 0,28. Sa masse volumique est d'environ 7850 kg/m³. Sous faibles déformations, son comportement peut être idéalisé par un comportement parfaitement élastique (loi de hooke).

1.4.2 Propriétés mécaniques du plomb

Le plomb (Pb) est un membre du système cristallin cubique et sa structure cristalline est cubique face centrée (CFC). Le plomb possède un comportement élasto-plastique. Le point de fusion du plomb est de 327°C pour des puretés supérieures à 99,94% et de 326°C pour des puretés supérieures à 99,90% (ASM, 1979). Le module élastique du plomb à la température ambiante peut être estimé entre 17 et 18 GPa. Le module de cisaillement est compris entre

5,4 et 7,6 GPa et peut être évalué à 6 GPa. Le coefficient de Poisson est de 0,44 et sa masse volumique est d'environ 11360 kg/m³. La limite élastique à température ambiante est d'environ 10 Mpa (Buckle *et al.*, 2006). Il faut noter que les propriétés élastiques ne peuvent pas être connues avec exactitude même pour des plombs purs de par la difficulté de définir des comportements élastiques pour des matériaux comme le plomb. De plus les propriétés chimiques sont affectées par les impuretés, même pour de très faibles concentrations (Hofmann, 1970; Kalpakidis, 2008).

Il est nécessaire de rappeler que le plomb utilisé dans les LRB est de très grandes puretés avec des valeurs dépassant les 99,9%. Dans le cas où la pureté du plomb est relativement basse (autour de 99%), la composition chimique des impuretés peut alors avoir des effets très importants sur les propriétés du plomb et notamment sur sa résistance à la traction (Kalpakidis, 2008; Kalpakidis *et al.*, 2010).

1.4.3 Propriétés mécaniques du caoutchouc

Les isolateurs sismiques à base d'élastomère utilisent essentiellement le caoutchouc naturel (polyisoprène naturel vierge) en tant qu'élastomère (CSA, 2014). Le caoutchouc naturel est un polymère réticulé qui peut être produit en de nombreux composés avec des propriétés différentes. Il diffère considérablement des autres matériaux : il possède une grande déformation élastique, un très important allongement à la rupture (c'est le matériau le plus déformable connu) et il est pratiquement incompressible (Constantinou *et al.*, 2007).

Il possède un comportement viscoélastique non linéaire à de faibles niveaux de déformations. Ce comportement devient hystérétique non linéaire pour de fortes déformations. Son comportement est tel qu'il ne retrace pas le même chemin sur le rechargement, mais il revient lentement à la forme d'origine lorsque le chargement est retiré comme représenté sur la figure 1.8. On constate en effet avec le tracé de la tangente au chargement qu'il emprunte un chemin différent lorsque le chargement est retiré (Stanton et Roeder, 1982).

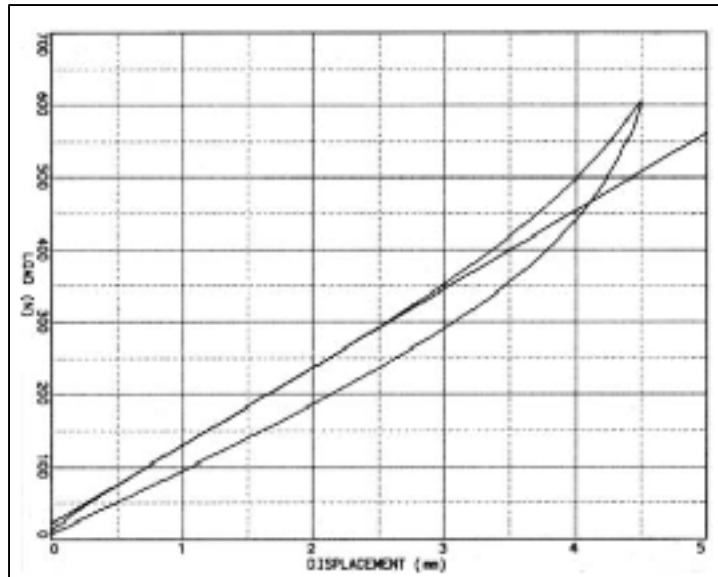


Figure 1.8 Courbe force-déplacement pour un caoutchouc
Tirée de Luo *et al.* (2005)

Le comportement est caractérisé par un grand module d'élasticité aux faibles déformations, suivis de modules réduits pour de plus grandes déformations et enfin de modules plus grands pour des déformations encore supérieures. Le même comportement est observé quand le caoutchouc est testé en cisaillement pur avec un spécimen possédant une surface importante et une faible épaisseur. Par exemple, le module de cisaillement peut être de 3,0 MPa pour des déformations en dessous de 20%, approximativement de 0,7 MPa pour des déformations de 50 à 200% et plus de 2,0 MPa pour des déformations supérieures à 300%. Ces valeurs peuvent être contrôlées par des formulations et des traitements du caoutchouc lors de la vulcanisation. Le caoutchouc est quasiment incompressible avec un coefficient de Poisson très proche de 0,5 (entre 0,498 et 0,499) (Kalpakidis, 2008).

1.5 Impact de la température sur les propriétés mécaniques des matériaux composant les isolateurs

Les basses températures atteintes durant l'hiver peuvent affecter les propriétés des matériaux et, par conséquent, celles des isolateurs et ainsi modifier leurs performances. Selon la troisième édition du « *AASHTO Guide Specifications For Seismic Isolation Design* »

(AASHTO, 2010) dans le cas des isolateurs en élastomère fretté à noyau de plomb (Lead-Rubber Bearing), la valeur de la force caractéristique Q_d est déterminée essentiellement par les caractéristiques du noyau de plomb (sa limite élastique ainsi que sa section). Cependant, sous des conditions de basses températures la contribution du caoutchouc naturel à cette force caractéristique Q_d augmente significativement et peut alors s'avérer notable et à prendre en considération. La valeur de la rigidité post-élastique, K_d , dépend des propriétés du caoutchouc, car le plomb est supposé avoir un comportement élasto-plastique parfait. Les propriétés du caoutchouc sont notamment affectées par le vieillissement, la déformation, la fréquence d'essai et la température. Le Guide de l'AASHTO (AASHTO, 2010) indique également que si les isolateurs doivent être installés dans des zones de basses températures, alors des essais de stabilité des isolateurs soumis à un cycle complet de déplacement avec un chargement vertical doivent être réalisés aux températures de -7, -15, -21 ou -26°C selon les zones de températures A, B, C et D définies pour le territoire des États Unis. Avant la réalisation des essais, la température au cœur de l'isolateur doit avoir atteint la température spécifiée (AASHTO, 2010).

1.5.1 Différents effets de la température sur le comportement des isolateurs à base d'élastomère

L'effet de la température sur les propriétés mécaniques des éléments composants les appuis formant les systèmes d'isolation s'avère important (AASHTO, 2010; Buckle *et al.*, 2006; Constantinou *et al.*, 2011). Ces effets peuvent être discutés en deux aspects :

- l'effet du réchauffement résultant de la chaleur générée (visqueux, hystérétique ou par friction) au sein des isolateurs sismiques durant leurs mouvements cycliques sur les propriétés mécaniques de l'isolateur;
- l'effet de la température ambiante (particulièrement les basses températures) et de la durée d'exposition à ces températures sur les propriétés mécaniques.

Les sous-sections 1.5.1.1 et 1.5.1.2 ci-après donnent un aperçu de ces deux types d'effets. Les sections 1.5.2 à 1.5.4 discutent de façon plus détaillée de ces effets pour les principaux composants des systèmes d'isolation à base d'élastomère.

1.5.1.1 Effet du réchauffement durant le mouvement cyclique de l'isolateur

Lorsqu'un appui isolateur est soumis à des mouvements cycliques, il dissipe de l'énergie selon un mécanisme hystérétique, visqueux ou par friction. Cette dissipation d'énergie s'accompagne d'un dégagement de chaleur laquelle réchauffe les composants de l'isolateur sismique.

Pour un isolateur en élastomère sans noyau de plomb, la chaleur est produite par l'énergie dissipée dans l'ensemble du volume de caoutchouc de l'isolateur. D'après Buckle *et al.* (2006), dans des conditions typiques d'essai (pression de 7 MPa, déformation en cisaillement de 150 %), la température augmente d'environ 1°C par cycle, ce qui est une augmentation trop faible pour avoir un impact significatif sur les propriétés mécaniques de l'isolateur.

Pour un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb, la dissipation d'énergie a lieu essentiellement dans le noyau de plomb qui est considérablement chauffé durant un déplacement cyclique. Lors des premiers cycles, l'augmentation de la température causée par la chaleur générée au sein du noyau de plomb par l'énergie dissipée a été calculée dans des ordres de grandeur de 10 à 20°C par cycle pour des conditions typiques d'essai (pression d'environ 5.5 MPa, déformation en cisaillement de 120 %). Cette élévation de la température entraîne une diminution des propriétés mécaniques du plomb et notamment une réduction de la limite d'élasticité ce qui provoque une réduction notable de l'énergie dissipée par cycle (Buckle *et al.*, 2006).

Dans le cas d'un isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb, le réchauffement durant un mouvement cyclique est donc à prendre en considération du fait de la grande capacité de dissipation d'énergie du plomb (Constantinou *et al.*, 2007). Pour l'isolateur en élastomère

fretté à amortissement élevé, l'impact du réchauffement provoqué par l'énergie dissipée est trop faible pour être pris en compte et peut être négligé (Buckle *et al.*, 2006; Constantinou *et al.*, 2007).

1.5.1.2 Effets des basses températures d'exposition et d'essai

La baisse de la température d'exposition d'un appui isolateur à base d'élastomère ou à base de friction entraîne généralement une augmentation de la rigidité et de la force caractéristique. Elle occasionne généralement les forces sismiques sur le pont les plus élevées ainsi que les plus petits déplacements. Cela impacte par conséquent le comportement de l'isolateur et la réponse sismique des ponts isolés (Beji, 2015).

1.5.2 Effet de la température sur les propriétés mécaniques de l'acier

Dans la fourchette de températures pratiques qui nous intéresse (-40°C à 200°C), les propriétés mécaniques de l'acier varient très peu. De plus, le rôle essentiel des frettes en acier est le confinement du caoutchouc pour empêcher son ronflement latéral ("bulging") sous la charge verticale. Ainsi, le comportement d'un isolateur à base d'élastomère fretté à noyau de plomb sous chargement horizontal n'est pas impacté par de telles variations des propriétés mécaniques de l'acier. Il est plus sensible aux variations des propriétés mécaniques du plomb et de l'élastomère. Ainsi, dans la suite de cette étude nous posons l'hypothèse que les propriétés mécaniques de l'acier restent constantes quel que soient les variations de température qu'elles subissent et sont celles définies à température ambiante (20°C).

1.5.3 Effet de la température sur les propriétés mécaniques du caoutchouc

Les basses températures ont un effet non négligeable sur l'évolution des propriétés mécaniques du caoutchouc et l'évolution du comportement de l'élastomère avec la température est étudiée ici.

La figure 1.9 représente l'allure de l'évolution de la rigidité d'un élastomère à basse température. Elle montre clairement une augmentation initiale instantanée importante que peut connaître la rigidité d'un élastomère exposé à de basses températures. Si l'élastomère est exposé à des basses températures pour une durée prolongée, après un certain temps, le phénomène de cristallisation, accompagné d'une augmentation de la rigidité se manifeste et continue dans le temps (Buckle *et al.*, 2006).

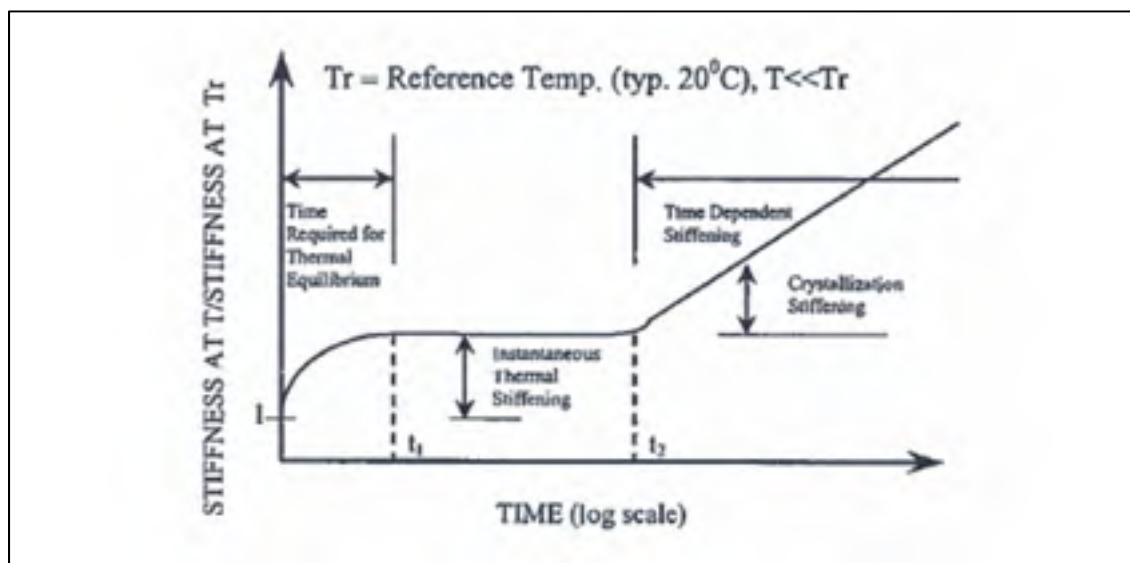


Figure 1.9 Représentation conceptuelle de la variation de la rigidité des élastomères exposés à de basses températures
Tirée de Buckle *et al.* (2006)

La figure 1.10 représente un comportement hystérétique (relation contrainte-déformation sous charge cyclique) idéalisé d'un élastomère ainsi que les principales propriétés le définissant. L'évolution de ces propriétés en fonction de la température selon le type d'élastomère est présentée dans la suite essentiellement sur la base des travaux de Cardone et Gesualdi (2012).

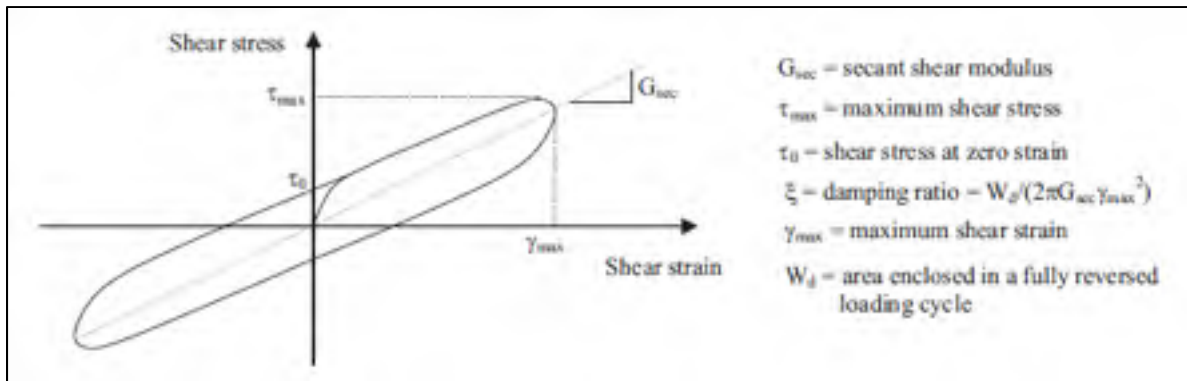


Figure 1.10 Représentation conceptuelle des propriétés mécaniques fondamentales caractérisant le comportement cyclique de cisaillement des élastomères
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

Cardone et Gesualdi (2012) ont réalisé une étude expérimentale afin de déterminer la sensibilité du comportement cyclique des élastomères aux variations de température. Ces essais ont été réalisés sur six types d'élastomère provenant de deux usines d'isolateur sismique. Les modules de cisaillement (G) des caoutchoucs (élastomères) utilisés varient de 0,5 MPa à 1,2 MPa pour une contrainte en cisaillement correspondant à une déformation angulaire de 100 %. Cette fourchette de valeurs de modules de cisaillement couvre l'étendue associée aux élastomères typiquement utilisés pour l'isolation sismique de la base. Afin de couvrir les différentes conditions d'essais sur des isolateurs sismiques, ces essais ont été réalisés sous des déformations en cisaillement cyclique croissantes (de 25% à 125%), sous trois différentes fréquences de chargement (0,01 Hz, 0,1 Hz et 0,5 Hz) et sous six différentes températures d'essais, variant de -20°C à 40°C .

Les spécimens d'essai sont des monocouches de caoutchouc de 10 mm d'épaisseur et de sections carrées de 35 mm de côté, vulcanisées à des plaques d'acier de chaque côté. Les dimensions des plaques d'acier sont identiques à celle de la couche de caoutchouc (35x35x10mm ép.). Les six différents types d'élastomère ont été classés selon leurs duretés ainsi que leurs usines de fabrication. On a alors les élastomères désignés durs H (hard), normaux N (normal) et SN (soft-normal : normal-mou) ainsi que les désignations 1 et 2 pour qualifier les usines d'où proviennent les élastomères testés. Les désignations des élastomères

sont donc H1, N1, SN1, H2, N2 et SN2. Les propriétés précises de ces élastomères ne sont pas connues. Cette étude avait pour but de démontrer et comprendre la sensibilité des élastomères aux variations de la température d'essai.

Les essais ont été réalisés dans des pièces à température contrôlée. Ils consistaient à imposer des cycles complets (inversés) de déformation en cisaillement, dont l'amplitude variait entre 25 % et 125 % à un pas de 25 %. Les figures 1.11 à 1.13 comparent les relations contrainte en cisaillement- déformation en cisaillement pour les élastomères H1, N1 et SN1 pour des tests sous des températures variant de -20°C à 40°C . Elles montrent que les niveaux de contrainte atteints ainsi que les aires des boucles d'hystérésis augmentent considérablement avec la baisse de la température. Ceci est davantage prononcé lorsque la température chute en dessous de 0°C , alors que la rigidité du caoutchouc s'accroît fortement. Ces variations sont vérifiées pour les trois types d'élastomère de duretés différentes. Cependant, il faut constater que les compositions du caoutchouc modifient l'influence de la température.

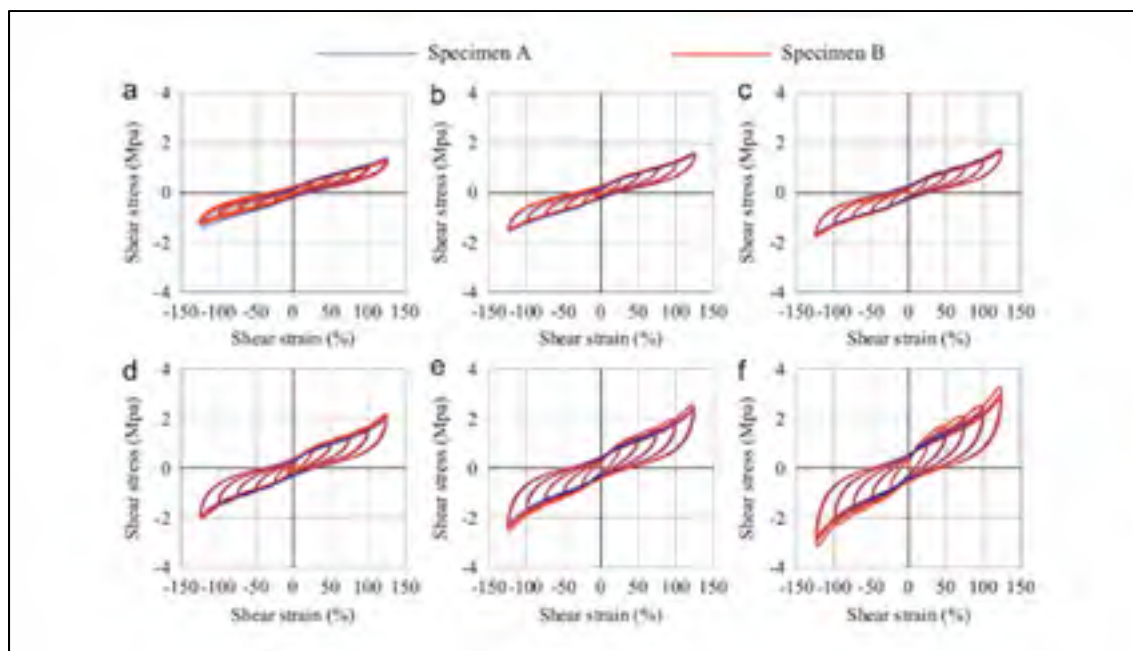


Figure 1.11 Courbes d'hystérésis de l'élastomère H1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C , (b) 20°C , (c) 10°C , (d) 0°C , (e) -10°C et (f) -20°C ; fréquence de 0,5Hz
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

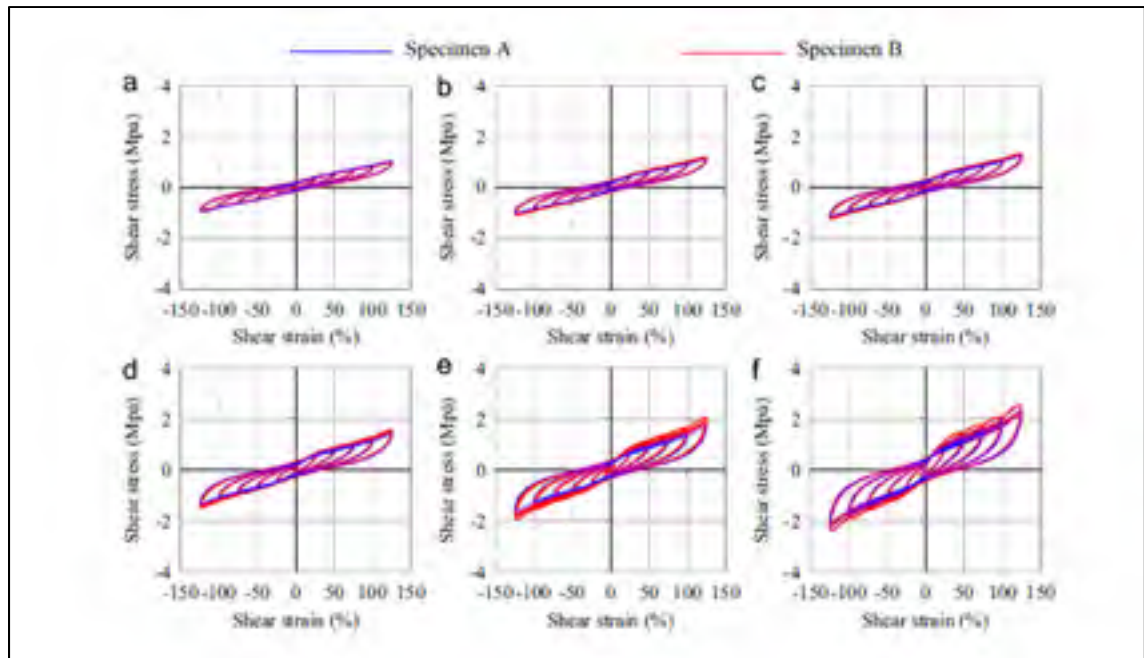


Figure 1.12 Courbes d'hystérésis de l'élastomère N1 à différentes températures d'essai :
 (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0,5Hz
 Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

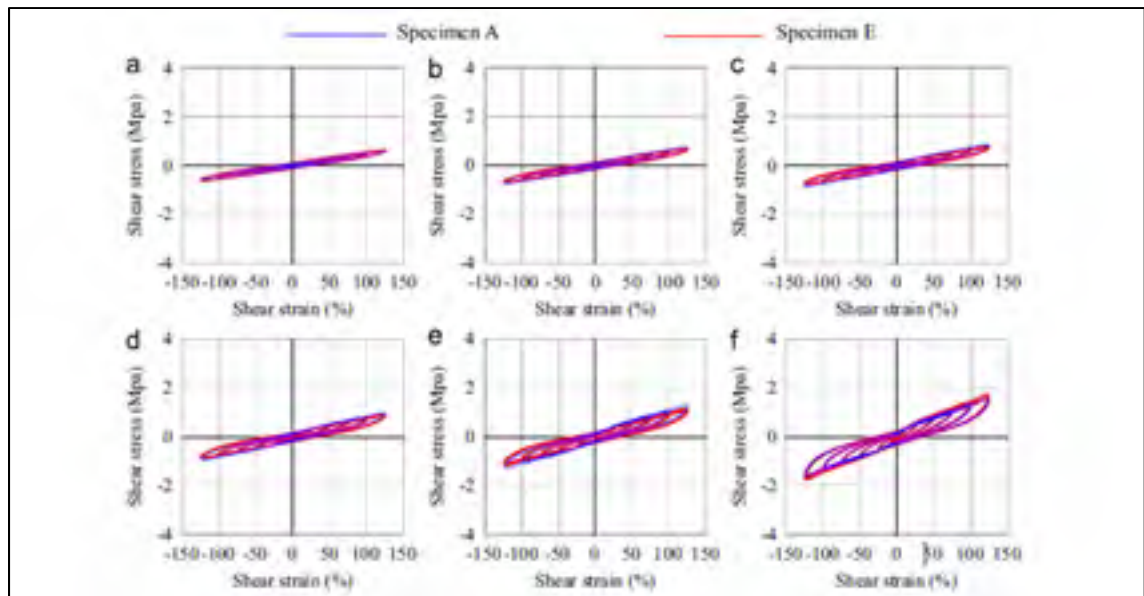


Figure 1.13 Courbes d'hystérésis de l'élastomère SN1 à différentes températures d'essai :
 (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0,5Hz
 Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

Les quatre principales propriétés de l'élastomère, à savoir le module de cisaillement sécant (G_{sec}), la contrainte de cisaillement initiale représentant la résistance caractéristique (τ_0) et la contrainte de cisaillement maximale (τ_{max}) sont définies sur la figure 1.10. L'évolution de ces propriétés plus le pourcentage d'amortissement visqueux équivalent (ξ) et ce pour les élastomères a été examinée. La figure 1.14 montre les relations donnant une telle évolution, obtenue pour les élastomères de type H1, N1 et S1 sous des températures variant de -20°C à 40°C et sous différents niveaux de déformation en cisaillement. Ces relations montrent que les caractéristiques mécaniques du caoutchouc augmentent de façon quasi linéaire jusqu'à 0°C puis l'augmentation est de plus en plus importante lorsque la température chute sous 0°C . Le pourcentage d'amortissement équivalent subit au contraire une variation qui reste linéaire avec la baisse de la température.

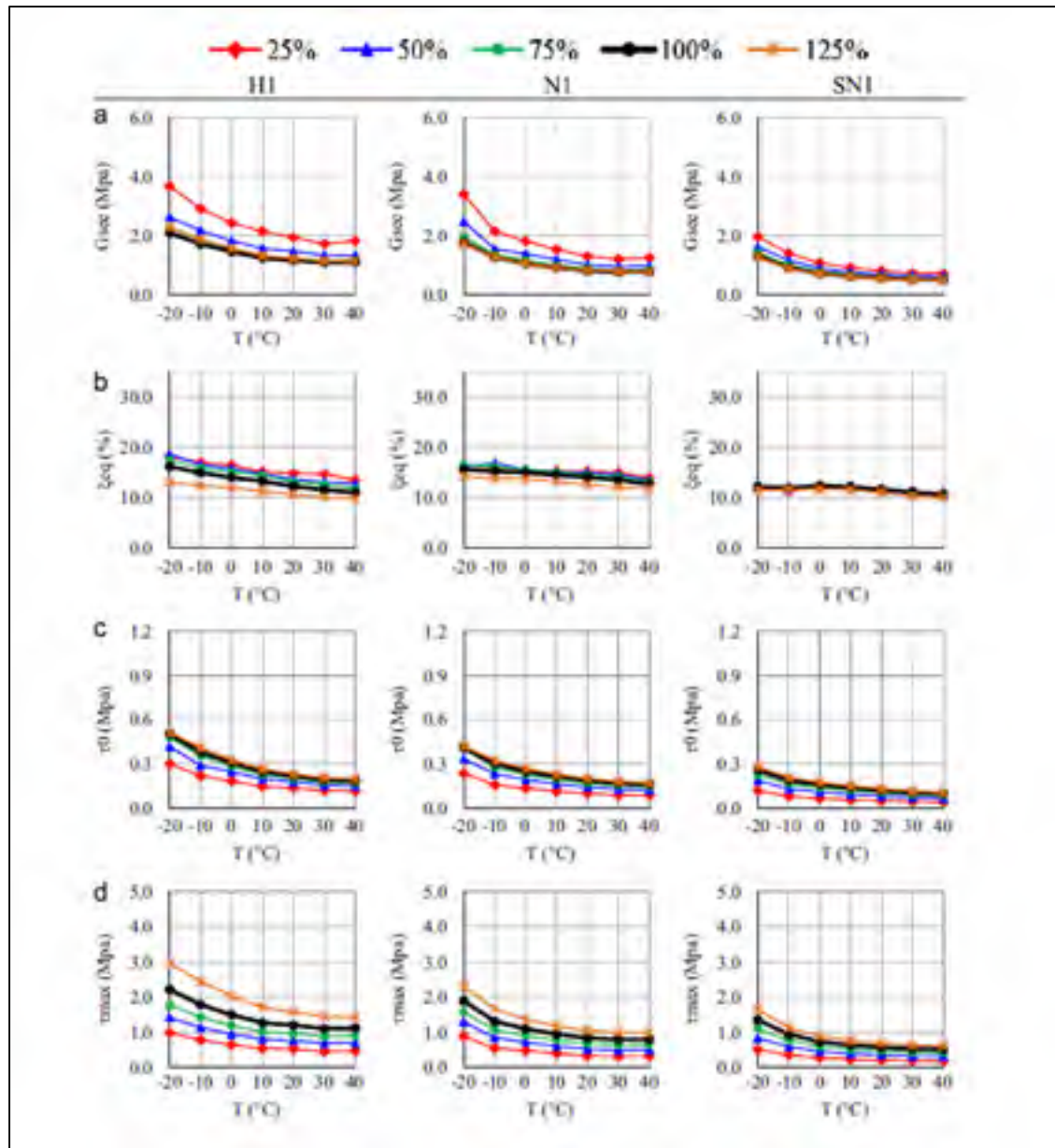


Figure 1.14 Caractéristiques mécaniques des élastomères de type H1, N1 et SN1 comme des fonctions de la température à différentes amplitudes de déformation en cisaillement
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

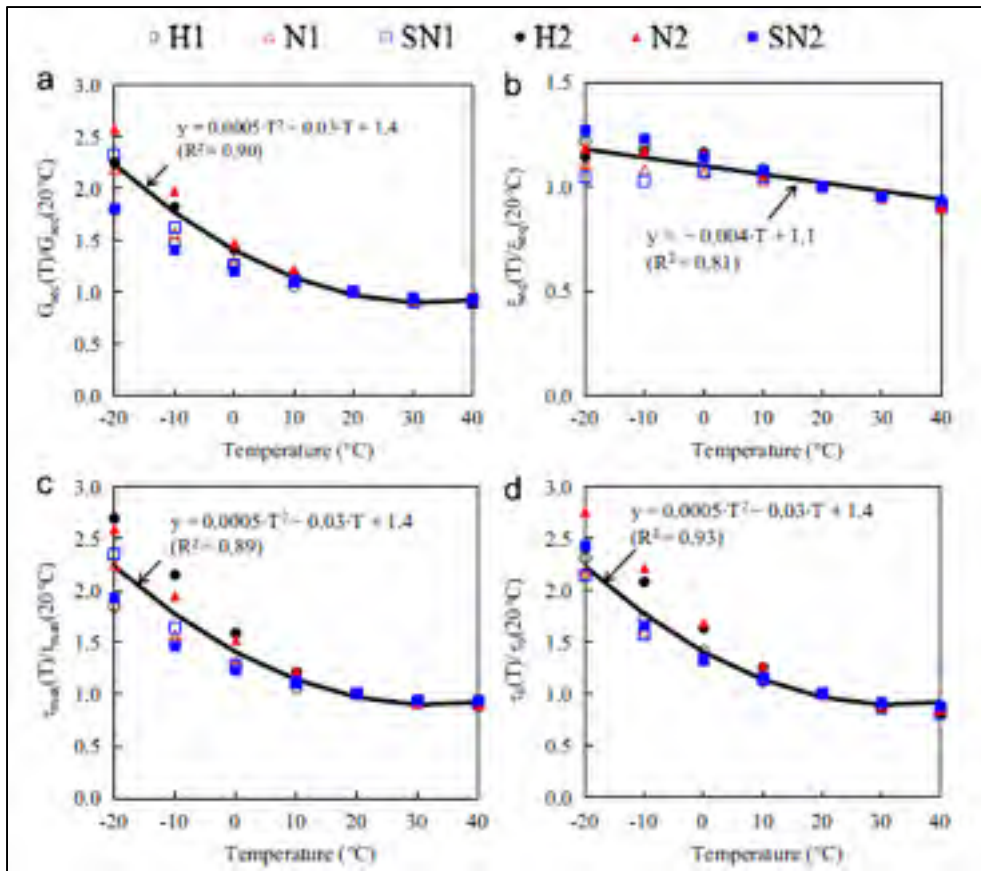


Figure 1.15 Tendence selon la température des caractéristiques mécaniques normalisées pour une amplitude de déformation en cisaillement de 100%
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

La figure 1.15 montre l'évolution des caractéristiques mécaniques normalisées pour une amplitude de déformation en cisaillement de 100 % et donne des courbes de tendance permettant d'approximer l'évolution de ces caractéristiques mécaniques afin de créer un modèle idéalisé dont les propriétés dépendent de la température. Ce sont ces courbes de tendance qui seront adoptées pour la modélisation du caoutchouc composant les isolateurs sismiques sujets des simulations numériques présentées plus loin.

1.5.4 Effet de la température sur les propriétés mécaniques du plomb

Les figures 1.16 et 1.17 montrent respectivement l'influence de la température sur la relation contrainte-déformation du plomb et la variation de la résistance mécanique du plomb selon la température. La figure 1.16 a été obtenue en testant cinq spécimens de plomb avec un contrôle de la température assurant la stabilité et homogénéité durant l'essai de traction. La figure 1.17 représente sur un même graphe l'ensemble des données de limite mécanique du plomb en fonction de la température rassemblé et complété par Kalpakidis (2008). Enfin, la figure 1.18 représente l'augmentation de température au sein du noyau de plomb d'un isolateur calculé de manière analytique et par éléments finis. La figure représente également une étude par éléments finis simplifiée négligeant la conduction thermique entre le plomb et l'acier et le caoutchouc le confinant. Les propriétés mécaniques du plomb sont donc fortement affectées par les variations de température. La limite élastique, qui dirige le comportement élastoplastique du plomb et donc l'aire de sa courbe d'hystérésis, est particulièrement sensible à ces variations. En conséquence, contrairement au caoutchouc, la chaleur générée par l'énergie dissipée au sein du noyau de plomb de l'isolateur, sous chargements cycliques, ne peut être négligée du fait que des augmentations de température pouvant atteindre jusqu'à 20 à 40°C par cycle peuvent avoir lieu (Buckle *et al.*, 2006).

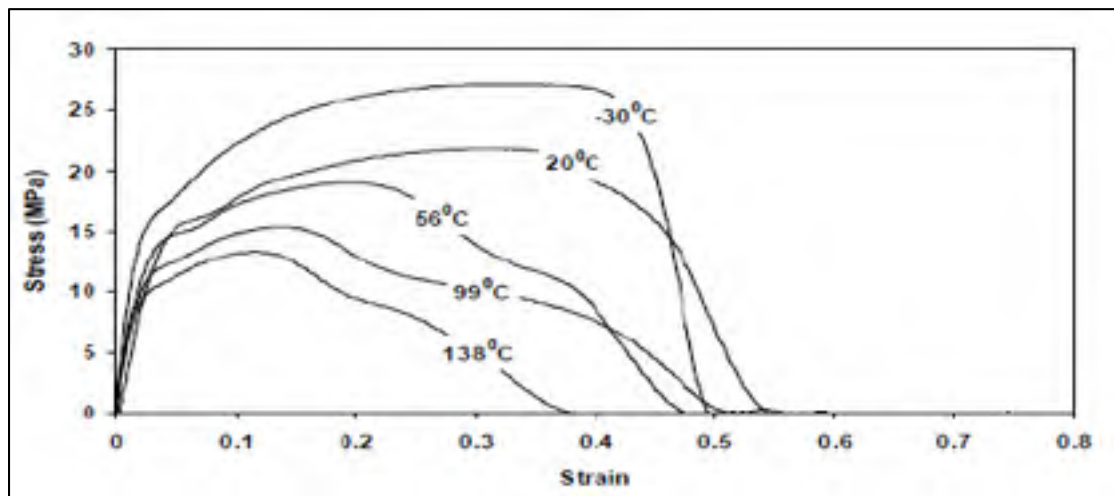


Figure 1.16 Influence de la température sur la relation contrainte-déformation du plomb
Tirée de Kalpakidis (2008)

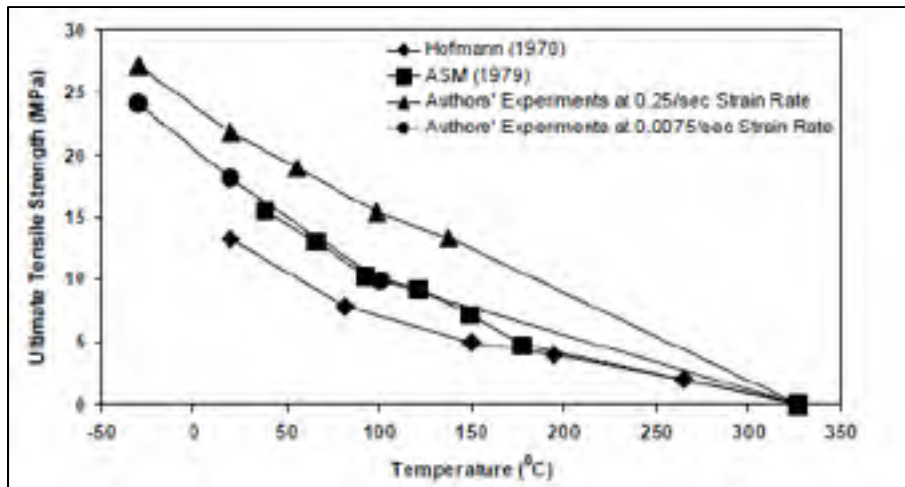


Figure 1.17 Variation de la résistance mécanique du plomb selon la température pour différentes fréquences de chargement
Tirée de Kalpakidis (2008)

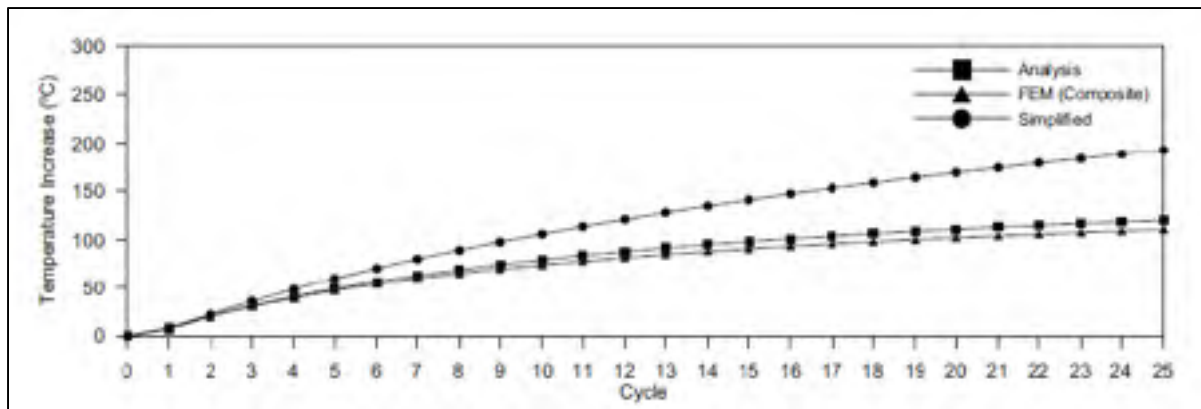


Figure 1.18 Augmentation de la température du noyau de plomb d'un LRB soumis à un chargement de 25 cycles
Tirée de Kalpakidis (2008)

La figure 1.18 montre l'augmentation de la température du cœur d'un noyau de plomb lorsqu'il est soumis à un chargement cyclique. L'augmentation de température pour les premiers cycles est d'environ 10-15°C par cycle, ce qui correspond à l'ordre de grandeur attendu. On constate cependant une certaine stabilisation de l'augmentation de température à partir du 10^e cycle. Cette réduction de l'augmentation qui tend vers une stabilisation de la température interne du cœur de plomb résulte de deux éléments.

Tout d'abord, comme montré précédemment, les propriétés mécaniques du plomb sont fortement dépendantes de la température interne de l'isolateur et notamment des basses températures. Aussi lorsque le noyau de plomb se réchauffe, les valeurs de ses propriétés diminuent, ce qui résulte en une baisse de l'aire de son hystérésis et de l'énergie dissipée se transformant en chaleur. C'est ce phénomène que l'on aperçoit durant les premiers cycles.

La quasi-stabilisation de la température résulte, quant à elle, de la conduction qui a lieu entre le noyau de plomb et les plaques d'acier le confinant à l'intérieur de l'isolateur en élastomère fretté. Lorsque la génération de chaleur par cycle devient suffisamment faible pour s'équilibrer avec la chaleur perdue par conduction avec les plaques d'acier alors la température du noyau de plomb n'augmente plus (Kalpakidis, 2008).

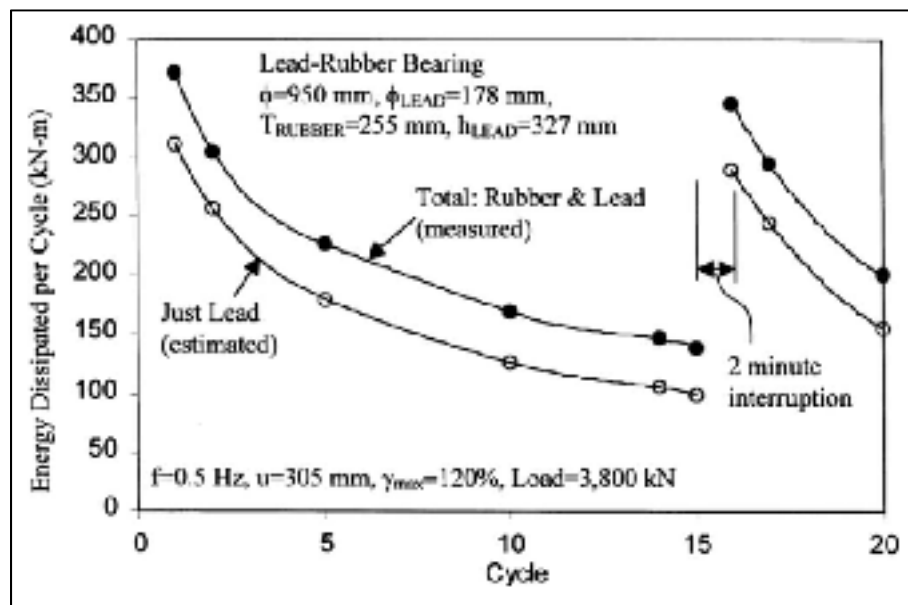


Figure 1.19 Évolution de l'énergie dissipée par cycle pour un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb
Tirée de Kalpakidis (2008)

La figure 1.19 montre l'évolution de l'énergie dissipée par cycle (EDC) d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb. Tout comme la chaleur générée, l'EDC diminue avec l'augmentation du nombre de cycles subis, ce qui est logique, car ces deux paramètres sont

directement reliés. Durant les premiers cycles, la réduction de l'énergie dissipée par cycle est conséquente puis l'EDC a tendance à se stabiliser. Une brève interruption de la sollicitation précédant un second essai montre une restauration quasi totale de l'EDC originale. Ces observations permettent d'assurer que la réduction de l'énergie dissipée par cycle résulte uniquement de la chaleur produite au sein du noyau de plomb, car la modification ne possède pas un caractère permanent. Le noyau de plomb atteint en effet une température presque constante après un certain nombre de cycles quand le taux de la chaleur générée est égal au taux de la chaleur perdue par conduction à travers les extrémités des plaques d'acier et des cales (frettes d'acier). La quasi totale récupération de l'énergie dissipée par cycle après quelques minutes démontre clairement l'importance de la chaleur de conduction (Constantinou *et al.*, 2007; Kalpakidis, 2008).

La réduction de l'énergie dissipée par cycle résulte bien de la baisse de la limite élastique du plomb consécutive à l'augmentation de la température. Il est donc primordial de bien représenter l'évolution de la limite élastique du noyau de plomb avec la température pour pouvoir simuler adéquatement le comportement cyclique et hystérétique d'un isolateur en élastomère avec noyau de plomb. Or la limite élastique du plomb ne peut pas être mesurée précisément en raison de la tendance de ce matériau à subir du fluage (Constantinou *et al.*, 2007). Il n'existe ainsi pas de données permettant d'obtenir de manière directe une relation reliant la température et la limite élastique. Cette difficulté est contournée en mesurant indirectement la limite élastique à partir de résultats d'essais sur des isolateurs en élastomère fretté à noyau de plomb notamment le rapport de la force caractéristique de l'isolateur Q_d et de l'aire de la section du plomb A_1 sous des températures contrôlées. De telles mesures de la température sur le noyau en plomb s'avèrent très délicates en raison de la destruction des fils du thermocouple lorsque l'on procède à l'essai de cisaillement (Kalpakidis, 2008).

Afin d'obtenir une relation permettant de relier la limite élastique du plomb avec la température, Kalpakidis et Constantinou (2008) ont fait l'hypothèse de considérer le rapport de la limite élastique σ_{y1} sur la résistance mécanique σ_{ult} comme constant indépendamment de

la température. En supposant que la résistance mécanique est une fonction de la température, ils obtiennent que :

$$\frac{\sigma_{yl}}{\sigma_{y10}} = \frac{f(T_{Lt})}{f(T_{L0})} \quad (1.3)$$

Avec :

- σ_{yl} = limite élastique à la température du plomb T_{Lt} ;
- σ_{y10} = limite élastique initiale, définie pour la température initiale T_{L0} .

Le rapport σ_{yl}/σ_{y10} obtenu est considéré comme la limite élastique normalisée et afin de trouver une relation entre σ_{yl} et la température, il faut déterminer une relation entre σ_{ult} et la température, ainsi qu'estimer la limite élastique initiale σ_{y10} . Pour cela, Kalpakidis et Constantinou (2008) ont utilisé les données rassemblées sur la figure 1.17 qu'ils ont complétées avec leurs propres essais.

En se basant sur ces données, la relation reliant la résistance mécanique σ_{ult} à la température du plomb T_{Lt} a été approximée de deux façons, de manière exponentielle et de manière linéaire :

$$\sigma_{ult} = E_1 \cdot e^{-E_2 \cdot T_{Lt}} \quad (1.4)$$

$$\sigma_{ult} = L_2 - L_1 \cdot T_{Lt} \quad (1.5)$$

Les paramètres E_1 , E_2 , L_1 et L_2 des équations (1.4) et (1.5) ont ensuite été déterminés en ajustant au mieux les données disponibles sur σ_{ult} et la température. Le tableau 1.2 résume les informations sur les meilleures courbes d'ajustement des quatre séries de données obtenues.

Tableau 1.2 Meilleures courbes d'ajustement pour les quatre ensembles de données expérimentales sur la résistance à la traction du plomb
Tiré de Kalpakidis (2008)

Donnée expérimentale	Courbe	Paramètres
Hofmann (1970)	Exponentielle I	$E_1 = 15.245, E_2 = 0.0075$
ASM (1979)	Exponentielle II	$E_1 = 22.054, E_2 = 0.0080$
Kalpakidis $\eta_\epsilon = 0.25/\text{sec}$ (2009)	Linéaire	$L_1 = 7.39 \times 10^{-2}, L_2 = 23.61$
Kalpakidis $\eta_\epsilon = 0.0075/\text{sec}$ (2009)	Bilinéaire	$L_1 = 1.08 \times 10^{-1}$ et $L_2 = 20.64$ pour $T_{Lt} < 100^\circ\text{C}$ $L_1 = 4.38 \times 10^{-2}$ et $L_2 = 14.32$ pour $T_{Lt} > 100^\circ\text{C}$
Kalpakidis $\eta_\epsilon = 0.0075/\text{sec}$ (2009)	Exponentielle III	$E_1 = 20.051, E_2 = 0.0069$

η_ϵ : taux de déformation

Lorsque la relation exponentielle de l'équation (1.4) est utilisée, la relation (1.3) devient :

$$\sigma_{y1} / \sigma_{y10} = e^{-E_2 \cdot (T_{Lt} - T_{L0})} = e^{-E_2 \cdot \Delta T_L} \quad (1.6)$$

Lorsque la relation linéaire de l'équation (1.5) est utilisée, la relation (1.3) devient :

$$\sigma_{y1} / \sigma_{y10} = (L_2 - L_1 \cdot T_{Lt}) / (L_2 - L_1 \cdot T_{L0}) \quad (1.7)$$

La relation exponentielle possède alors deux avantages par rapport à la relation linéaire :

- seul l'accroissement de température du plomb T_L apparaît dans le rapport des limites élastiques;
- un paramètre unique (E_2) est nécessaire pour décrire le rapport.

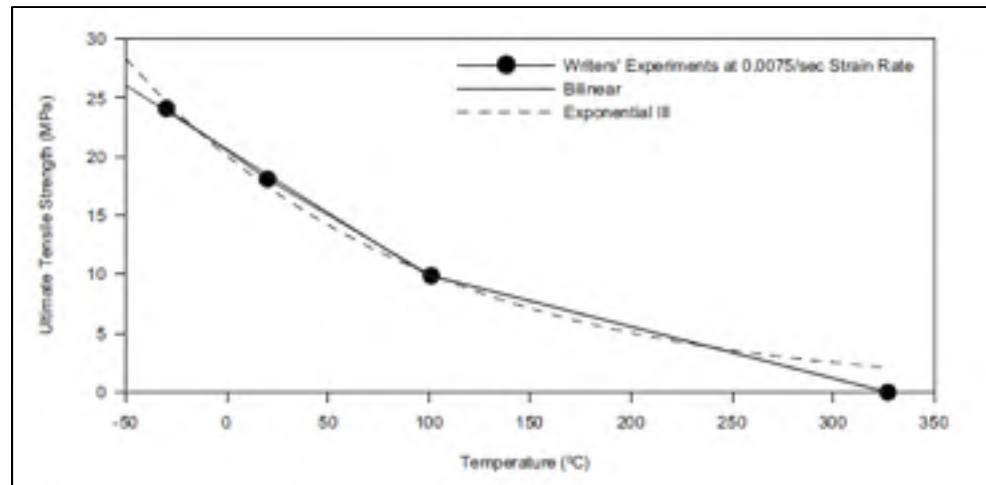


Figure 1.20 Relation entre la résistance à la traction du plomb et la température selon les expériences de Kalpakidis à un taux de déformation de 0.0075/sec
Tirée de Kalpakidis (2008)

La courbe exponentielle III de Kalpakidis (2008) présentée dans le tableau 1.2, basée sur les données obtenues par leurs propres essais, a été validée dans une plage de températures allant de -30 à +270°C, d'après la figure 1.20. D'après ce qui a été précédemment présenté, cette plage est amplement suffisante pour couvrir les besoins pour les essais où le comportement sous séisme d'isolateurs en élastomère à noyau de plomb est étudié.

1.6 Propriétés thermiques des matériaux composant les isolateurs sismiques à base d'élastomère

Les propriétés thermiques, nécessaires à une étude du transfert de chaleur par conduction sont :

- la conductivité thermique : λ . Ce paramètre s'exprime en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ et définit le comportement des matériaux lors du transfert thermique par conduction. Il représente l'énergie (en quantité de chaleur) transférée par unité de surface et de temps sous un gradient de température de 1 Kelvin par mètre;

- la capacité thermique massique à pression constante : C_p . Celle-ci s'exprime en $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et définit la possibilité d'un corps à absorber ou restituer de l'énergie par échange thermique au cours d'une transformation pendant laquelle sa température varie. Elle représente la quantité d'énergie à apporter par échange thermique pour que la température de l'unité de masse d'un corps soit augmentée d'un degré Kelvin;
- la masse volumique : ρ qui s'exprime en kg.m^{-3} ;
- la diffusivité thermique : α qui s'exprime en $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$. Cette grandeur physique définit la capacité d'un matériau à transmettre un signal de température d'un point à un autre de ce matériau et représente le rapport de la conductivité thermique (λ) et du produit de la masse volumique (ρ) avec la capacité thermique massique (C_p).

Tableau 1.3 Propriétés thermiques et densités du plomb, de l'acier et du caoutchouc
Tiré de Constantinou *et al.* (2007)

Température (°C)	-25	25	75	125	225	327
	Conductivité thermique, λ (W.m⁻¹. °C⁻¹)					
Plomb	36.0	35.3	34.7	34.0	32.8	31.4
Caoutchouc	-	0.16	-	-	-	-
Acier	-	54.0	53.0	51.0	47.0	44.0
	Diffusivité thermique, α (m².s⁻¹)					
Plomb	-	2.42x10 ⁻⁵	2.34x10 ⁻⁵	2.29x10 ⁻⁵	2.14x10 ⁻⁵	2.00x10 ⁻⁵
Caoutchouc	-	7.24x10 ⁻⁵	-	-	-	-
Acier	-	1.48x10 ⁻⁵	-	-	-	-
	Capacité thermique massique à pression constante, C_p (J.g⁻¹. °C⁻¹)					
Plomb	0.127	0.129	0.131	0.132	0.137	0.142
Caoutchouc	-	1.7	-	-	-	-
Acier	-	0.45	-	-	-	-
	Masse volumique, ρ (g.cm⁻³)					
Plomb	-	11.36	11.30	11.24	11.17	11.00
Caoutchouc	-	1.3	-	-	-	-
Acier	-	7.9	-	-	-	-

Le tableau 1.3, tiré de Constantinou *et al.* (2007) fournit l'évolution des propriétés thermiques présentées plus haut, des matériaux composant les isolateurs sismiques à base d'élastomère avec la température. Celles-ci sont fournis dans l'intervalle -25°C à 327°C qui représente la limite avant que le plomb n'atteigne son point de fusion.

1.7 Effet de la température sur le comportement hystérétique des isolateurs à base d'élastomère

La figure 1.21 représente les courbes d'hystérésis, en termes de relations force-déplacement, à une température ambiante de (20°C) et à basse température (conditionnement préalable de 48h à -26°C) d'un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé. La figure 1.22 représente les courbes d'hystérésis, en termes de relations force-déplacement, à une température ambiante de (20°C) et à basse température (conditionnement préalable de 48h à -26°C) d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb.

L'évolution dans le cas de l'élastomère à amortissement élevé (HRB) correspond bien à ce qui a été étudié par Cardone et Gesualdi, (2012), c'est-à-dire une augmentation de l'ensemble des propriétés définissant le comportement en cisaillement cyclique d'un élastomère.

L'évolution dans le cas de l'élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) résulte elle de la combinaison des effets de la basse température sur les propriétés mécaniques à la fois du caoutchouc et du plomb. Également, il résulte du réchauffement interne de l'isolateur provoqué par la chaleur dégagée reliée à l'énergie dissipée dans le volume de plomb. Cela se constate plus facilement sur l'hystérésis obtenue par l'essai à une basse température de -26°C (figure 1.22, courbe du bas). En effet, les cycles successifs de cette hystérésis ne se superposent pas et montrent une dégradation.

Pour la relation force-déplacement à 20°C du HRB (figure 1.21, courbe du haut), les cycles sont plus difficiles à distinguer les uns des autres. Cela montre que l'effet du réchauffement interne de l'isolateur à base d'élastomère fretté à amortissement élevé (HRB), soumis à un chargement cyclique à température ambiante est quasi inexistant pour des températures ambiantes moyennes. Toutefois, lorsque l'isolateur HRB a été conditionné à une basse température (figure 1.21, courbe du bas), le réchauffement interne se traduit par une modification des propriétés de l'élastomère et les cycles successifs de l'isolateur soumis à un chargement cyclique ne se superposent plus mais dans une faible mesure.

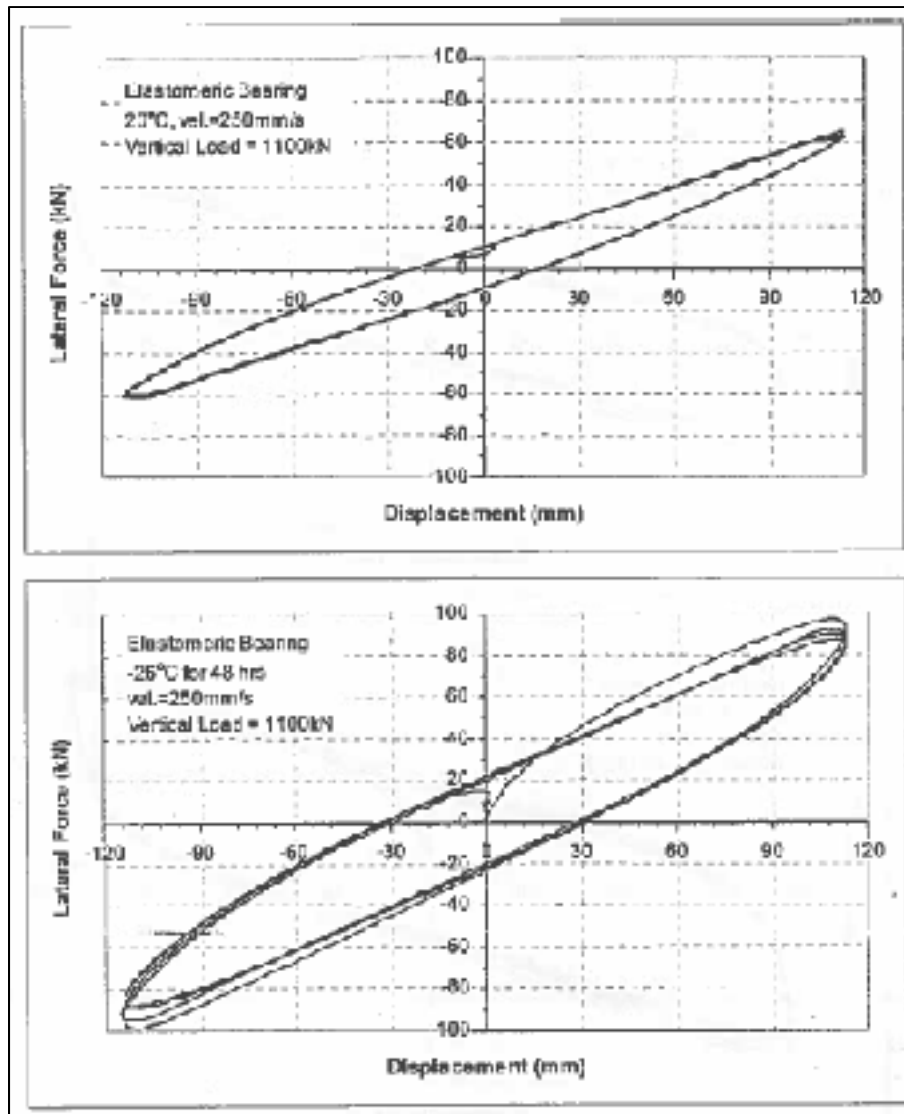


Figure 1.21 Relation Force-Déplacement d'un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé à normale et basse températures
Tirée de Buckle *et al.* (2006)

Pour un isolateur à base d'élastomère à noyau de plomb, les résultats à basse température et à température ambiante sont similaires du point de vue dégradation avec les cycles malgré le fait que la courbe d'hystérésis est plus mince à température ambiante. Ceci montre clairement que la chaleur interne dégagée du noyau de plomb cause une dégradation de la réponse cyclique à température ambiante et à basse température.

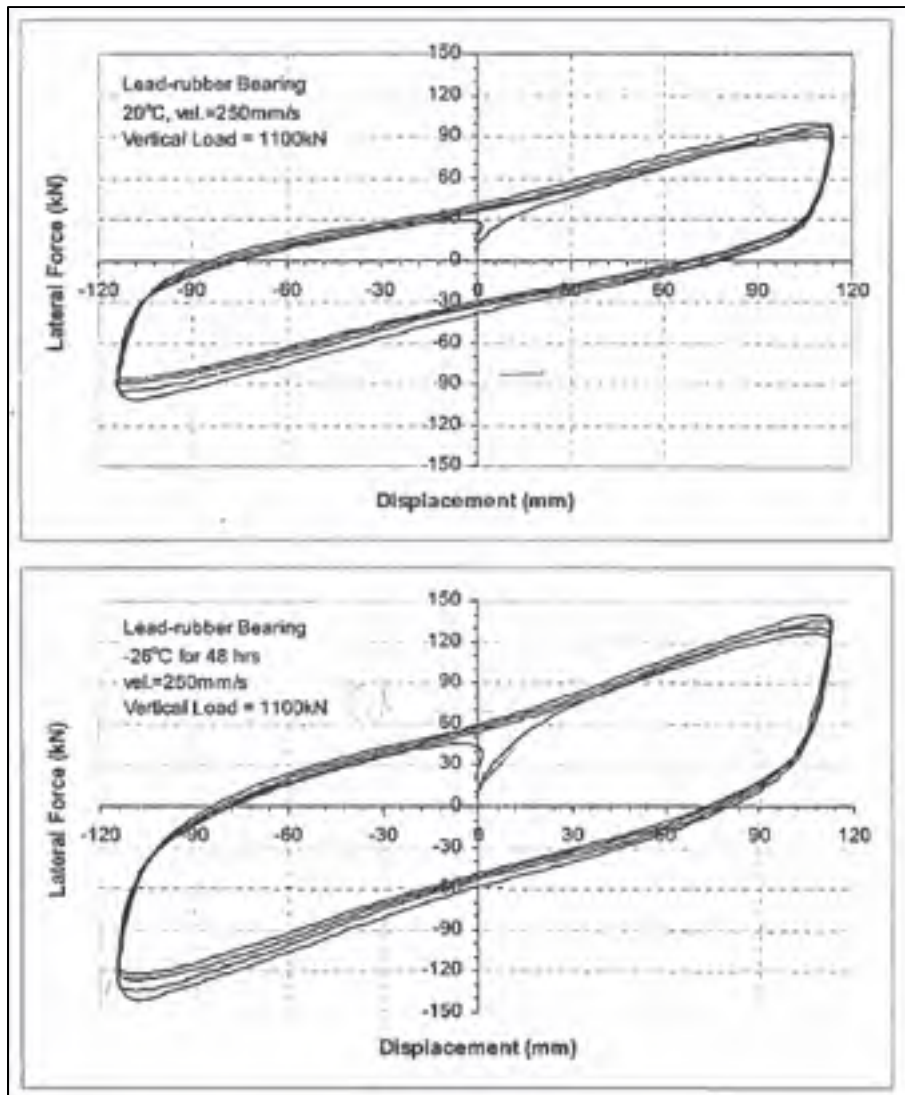


Figure 1.22 Relation Force-Déplacement d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb à normale et basse températures
Tirée de Buckle *et al.* (2006)

CHAPITRE 2

TRANSFERT DE CHALEUR : PRINCIPES ET ÉQUATIONS

Cette étude s'intéresse aux comportements thermodynamiques des isolateurs sismiques et donc aux transferts de chaleurs se produisant au sein des isolateurs lorsqu'ils sont soumis à des chargements cycliques. Il est donc nécessaire de représenter les transferts d'énergie thermique afin de capter les échanges thermiques pouvant se produire durant des simulations. Pour cela les différents modes et les équations de base régissant le transfert thermique, notamment par conduction, sont présentés.

2.1 Mécanismes fondamentaux de transfert de chaleur

Il existe trois mécanismes fondamentaux de transfert thermique : la conduction, la convection et le rayonnement. Dans ce chapitre, la conduction est développée de manière plus détaillée, étant donné que ce mode de transfert est le plus important pour la problématique à l'étude.

La conduction est un transfert d'énergie thermique dans la masse. Il s'agit d'un processus de propagation de la chaleur par le contact direct entre les particules du corps dont les différentes parties ne sont pas isothermes (c'est-à-dire que l'on est en présence d'un gradient de température au sein du corps). Ce mode de transfert de chaleur se produit au sein d'une phase unique et est la résultante des transferts d'énergie cinétique entre molécules adjacentes. Le transfert de chaleur par conduction est l'unique mode de transfert de chaleur qui peut exister dans le cas de solide opaque. Lorsque les solides sont transparents, du rayonnement peut être associé à la conduction et transmettre une partie de l'énergie. Dans le cas des fluides que sont les gaz et les liquides, il est alors possible que les trois modes de transfert thermique soient présents (Marchio et Reboux, 2003).

La convection est un transfert à distance d'autant plus important que la température est élevée. Il s'agit d'un processus de transferts thermiques entre deux phases qui ont lieu dans les fluides en mouvement macroscopique (Marchio et Reboux, 2003).

Le rayonnement est un transfert d'énergie thermique par transport. Il s'agit d'une forme particulière de transfert thermique dans laquelle l'énergie est portée par des ondes électromagnétiques ayant pour origine l'agitation intra-atomique à la surface d'un corps. C'est une transmission d'énergie à distance entre deux corps pouvant être ou non séparés par un milieu matériel (Marchio et Reboux, 2003).

Enfin, il est également possible de considérer le mécanisme de changement d'état comme mécanisme de transfert de chaleur à ajouter aux trois mécanismes de transfert de chaleur précédent. Le changement d'état dissipe ou absorbe de la chaleur.

2.2 Conduction

Le mécanisme de transfert thermique fondamental de cette étude est la conduction, elle a lieu dans l'ensemble des solides composant les modèles d'isolateur. Les équations de la conduction sont décrites puis les conditions aux limites pour la résolution des équations sont présentées.

2.2.1 Équations de la conduction

- champ de température : le transfert de chaleur se produit dans un corps ou entre des corps de températures différentes. On suppose donc qu'on peut définir en chaque point d'un corps au moins une température qui dépend a priori du temps :

$$T(x,y,z,t) \quad (2.1)$$

- gradient de température : le gradient de température est un vecteur dont la direction, le sens et la norme sont déterminés par la manière dont la température varie dans le corps. Classiquement le gradient est perpendiculaire aux surfaces isothermes et dans le sens des températures croissantes;

- flux thermique : le flux thermique total, ϕ en Watts (W), représente la chaleur transférée, Q , à travers une surface donnée par unité de temps, t . Il s'exprime par :

$$\phi = \frac{\delta Q}{\delta t} \quad (2.2)$$

- flux thermique surfacique : le flux thermique surfacique, φ en $W.m^{-2}$, représente le flux thermique total rapporté à l'unité de surface, S , ou la chaleur transférée par unité de temps et par unité de surface selon la relation :

$$\varphi = \frac{d\phi}{dS} \quad (2.3)$$

- loi de Fourier : le flux de chaleur (flux thermique surfacique) transféré par conduction est proportionnel au gradient de température (∇T) :

$$\varphi = -\lambda.\nabla T \quad (2.4)$$

Le coefficient de proportionnalité est la conductivité thermique λ en $W.m^{-1}.K^{-1}$.

- équation générale du bilan de transfert de chaleur par conduction : pour un élément matériel de volume élémentaire $dx dy dz$ en régime transitoire, les gradients de température font varier l'énergie interne du système. Le bilan d'énergie est donné par la relation suivante (Houdé, 2013) :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho.U.dx.dy.dz) = \delta q_c + \delta q_e \quad (2.5)$$

Avec :

- U : l'énergie interne par unité de masse (en W.kg^{-1}), donnée par :

$$U = C_p \cdot T \quad (2.6)$$

- δq_c : le débit de chaleur fournie par le milieu extérieur (en W) et se calcule par :

$$\delta q_c = -\text{div}\varphi \cdot dx dy dz \quad (2.7)$$

- et δq_e : le débit de chaleur engendré à l'intérieur du volume élémentaire (en W), s'obtient par :

$$\delta q_e = q_e \cdot dx dy dz \quad (2.8)$$

Dans ces équations, le terme C_p est une propriété du matériau et représente la capacité thermique massique à pression constante en $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$, q_e représente le débit de chaleur engendré par unité de volume (en W.m^{-3}) et T la température (en K).

En combinant les équations (2.4) et (2.6) on obtient :

$$\delta q_c = -\text{div}(-\lambda \nabla T) \cdot dx dy dz = \lambda \nabla^2 T \quad (2.9)$$

L'équation (2.5) s'exprime donc :

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T + q_e \quad (2.10)$$

Typiquement les grandeurs physico-chimiques utilisées dans les équations de transfert thermique, c'est-à-dire : la masse volumique ρ , la capacité thermique massique C_p et la

conductivité thermique λ ; sont constantes. On parle alors d'un problème de transfert de chaleur linéaire. Cependant lorsque ces propriétés varient notamment avec la température, il y a non-linéarité du matériau. On a alors un problème de transfert de chaleur non linéaire.

L'équation différentielle (2.10) représente le bilan du transfert de chaleur par conduction. Elle est utilisée pour la résolution des échanges thermiques dans les problèmes de transfert de chaleur. Cependant à elle seule cette équation ne permet pas de résoudre les problèmes de transfert de chaleur. La connaissance des différentes conditions aux limites, que ce soit au contact entre deux solides ou à la frontière des solides, s'avère nécessaire. Les différentes conditions aux limites et leurs équations sont présentées dans la partie suivante.

2.2.2 Conditions aux limites

Afin de résoudre un problème de conduction, il est nécessaire de trouver une solution qui satisfait aux conditions aux limites. Il existe plusieurs conditions aux limites selon les conditions du problème et autant de lois correspondantes. Les conditions aux limites peuvent concerner une frontière au niveau d'une paroi ou alors la paroi séparant deux solides en contact. Les tableaux 2.1 et 2.2 récapitulent les différentes conditions aux limites et leurs équations. Ces différentes conditions aux limites sont détaillées ci-dessous.

La mise en contact de deux solides peut se faire avec deux conditions aux limites : contact parfait ou contact imparfait entre les deux solides. Dans le cas où un contact parfait est considéré, il y a alors égalité des températures ainsi qu'égalité des flux. Au contraire, si les deux surfaces n'apparaissent pas comme étant strictement en contact, une résistance thermique de contact résultant de la couche d'air séparant les solides est alors considérée et les températures ne sont plus égales. La résistance de contact est fonction essentiellement des matériaux et de la pression assurant le contact (Marchio et Reboux, 2003). Le tableau 2.1, tiré de Marchio et Reboux (2008) illustre les deux conditions limites applicables pour un contact parfait et imparfait.

Tableau 2.1 Récapitulatif des conditions limites entre deux solides
Tiré de Marchio et Rebox (2008)

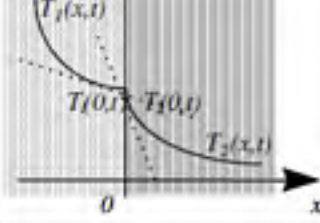
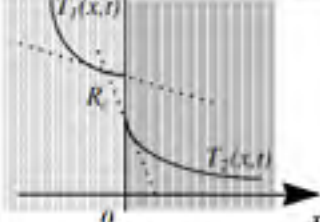
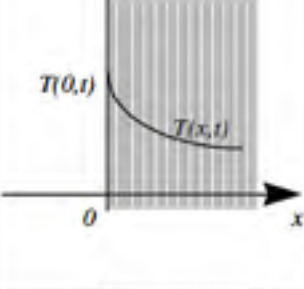
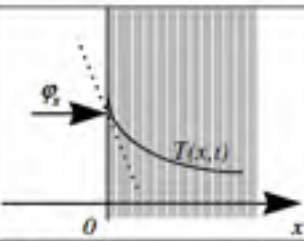
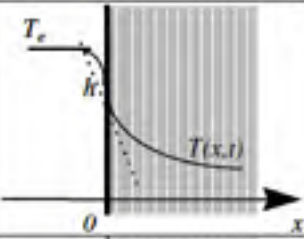
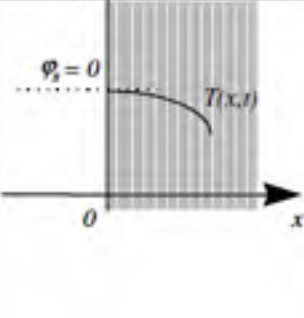
<p>Contact parfait</p>	$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big _{x=0} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big _{x=0}$ $T_1 = T_2$	
<p>Contact imparfait</p>	$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big _{x=0} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big _{x=0}$ $-\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big _{x=0} = \frac{1}{R_c} (T_1 - T_2)$	

Tableau 2.2 Récapitulatif des conditions limites à la frontière
Tiré de Marchio et Reboux (2008)

Condition de température	$T(0,t) = T_s$	
Condition de flux	$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big _{x=0} = \varphi_s$	
Condition de Newton T_s température de mélange du fluide	$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big _{x=0} = h_s (T_s - T(0,t))$	
Flux nul Cette condition est utilisée si la paroi est calorifugée ou quand il y a des symétries qui imposent un flux nul. Dans ce cas, la continuité des températures est une condition redondante.	$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big _{x=0} = 0$	

Différentes conditions frontière peuvent s'appliquer selon le cas tel qu'illustré dans le tableau 2.2, tiré de Marchio et Reboux (2008).

La condition de température (ou condition de Dirichlet) considère que la température T est connue en tout point de la frontière et pour tous les instants. Il existe un cas particulier où la température T de la frontière est constante. En effet lorsque le contact est parfait entre le milieu et l'extérieur, la frontière est alors considérée comme une surface isotherme. Cette

condition correspond pratiquement à ce qui se passe lorsqu'un solide est immergé dans un fluide très agité à température constante (Marchio et Reboux, 2003).

La condition de flux (ou condition de Neumann) considère que la densité de flux est connue en tout point de la frontière. Cette condition n'est pas utilisée dans cette étude.

La condition de Newton considère que la densité de flux est proportionnelle à la différence de température entre la surface du milieu et l'extérieur. Le coefficient h est appelé coefficient de transfert superficiel et s'exprime en $W.m^{-2}.K^{-1}$. Cette condition correspond pratiquement à ce qui se passe lorsqu'un solide baigne dans un fluide dont la température moyenne est T_e .

Enfin la condition de flux nul considère l'absence de flux entre le milieu et l'extérieur. Cette condition représente donc une isolation thermique du milieu étudié.

Ce sont donc à la fois les différentes conditions aux limites choisies et le bilan du transfert de chaleur par conduction défini par l'équation (2.10) qui permettent la résolution des problèmes de transfert de chaleur.

CHAPITRE 3

MODÉLISATION

Ce troisième chapitre s'intéresse à la modélisation des isolateurs pour les simulations de cette étude. Ces simulations concernent le comportement thermodynamique et hystérétique couplé d'isolateurs sismiques soumis à des chargements cycliques. Ils tentent de reproduire des essais de qualification, à température contrôlée incluant de basses températures, sur des isolateurs sismiques à base d'élastomère.

Dans la première partie, le logiciel COMSOL[®] est brièvement présenté ainsi que les avantages qui nous ont incités à le choisir.

Dans la deuxième partie, on présente la modélisation choisie pour discrétiser les éléments/composants des isolateurs et des montages et pour représenter le comportement des matériaux composant les isolateurs. Les conditions aux limites et imposées, les différentes méthodes de calcul de l'énergie dissipée et de bilan énergétique sont présentées ainsi que les modèles géométriques des isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé et avec noyau de plomb sont fournis. Lors de la modélisation, une attention particulière a été accordée au développement de modèles présentant un compromis optimal entre la simplicité et l'efficacité du modèle à reproduire la réalité et à capter les principaux phénomènes en jeu (transfert de chaleur, dégradation des matériaux) de manière suffisamment précise.

3.1 Choix du logiciel COMSOL[®]

Le choix du logiciel d'éléments finis utilisé dans cette étude s'est porté sur COMSOL Multiphysics[®] (version 5.2.0.220) pour plusieurs raisons. La raison principale est que cet outil permet de simuler les phénomènes et problématiques physiques de nature couplée, jugés influents à notre étude à savoir le transfert de chaleur et la réponse hystérétique mécanique. La version de base possède une interface graphique ainsi que de nombreuses interfaces

physiques prédéfinies. Il existe en complément un ensemble de modules supplémentaires spécifiques à chaque phénomène physique que l'on souhaite simuler. Pour les simulations avancées, il est possible de faire intervenir plusieurs physiques (équations différentielles) au moyen des interfaces disponibles ou de modules supplémentaires. Il est ainsi possible d'avoir plusieurs physiques couplées pour réaliser des simulations multi-physiques. Le logiciel dispose d'une bibliothèque de matériaux et de simulations pour chaque physique disponible afin de comprendre le fonctionnement et les possibilités offertes. Il est également possible de définir des matériaux avec des propriétés et lois de comportement personnalisées. Par exemple il est possible de faire intervenir les propriétés de plusieurs physiques différentes ou encore de coupler ces propriétés avec plusieurs variables tels que la température ou la déformation. Également un large éventail de schémas de résolution numérique et de conditions limites est intégré dans le logiciel. De plus, ceux-ci peuvent être adaptés et/ou de nouvelles équations /schémas peuvent être ajoutées par l'utilisateur au besoin.

Dans cette étude deux physiques sont utilisées pour les simulations : la mécanique du solide et le transfert de chaleur. Le transfert de chaleur présent dans les simulations est relativement simple : il s'agit de transfert de chaleur par conduction. L'interface COMSOL[®] de base est suffisante pour la résolution de problèmes de transfert de chaleur de ce type. La partie mécanique du solide est plus complexe. Elle nécessite l'utilisation de deux modules supplémentaires : mécanique des structures et matériaux non linéaires. Le Module de mécanique des structures permet d'ajouter la mécanique du solide et est complété par un module spécifique. Le Module pour matériaux de structure non linéaire permet de modéliser des comportements de matériaux non linéaires au travers de phénomènes tels que la plasticité. Les modèles de comportement des matériaux ont été créés entièrement, car les comportements désirés n'étaient pas fournis dans la bibliothèque d'origine. De plus le couplage de plusieurs propriétés physiques avec la température a dû être mis en place. Enfin des équations aux dérivées ordinaires sont utilisées comme troisième physique. Elles permettent le stockage de l'énergie dissipée pour chaque pas de temps qui peut ensuite être utilisée pour la génération de chaleur au sein des matériaux.

3.2 Modélisation des matériaux

Cette seconde partie présente les lois et modèles de comportement mécaniques des matériaux issus de la littérature puis les lois de comportement utilisées pour les simulations numériques. Pour tenir compte du couplage entre l'aspect thermodynamique et l'aspect mécanique, l'évolution des propriétés mécaniques et thermiques avec la température est également discutée et les lois et relations de couplage température-propriétés mécaniques retenues pour les simulations sont identifiées et présentées.

3.2.1 Acier

L'acier possède un comportement mécanique ductile, l'écroutissement qu'il subit après avoir atteint la limite élastique n'est pas linéaire. Celui-ci peut être idéalisé par un modèle bilinéaire. Il a donc un domaine de comportement initial de type élastique linéaire, suivant la loi de Hooke ($\sigma=E\varepsilon$), lequel est contrôlé par le module d'élasticité (module de Young : E). Cette phase se prolonge jusqu'à sa limite d'élasticité (σ_y). Après avoir atteint la limite élastique, l'acier entre dans son domaine post-élastique avec une pente faible de la relation contrainte déformation représentant l'écroutissement.

La pente de relation contrainte déformation dans le domaine post-élastique est dite le module tangent (E_T). Ce comportement est représenté sur la figure 3.1 pour un chargement monotone. Sous un cycle de chargement complet et inversé, le modèle de comportement bilinéaire résulte en l'hystérésis représentée sur la figure 3.2.

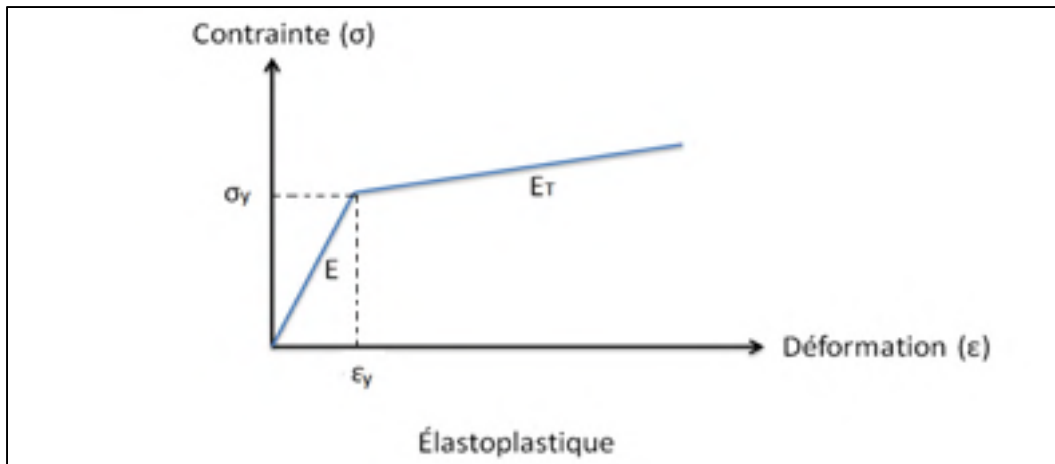


Figure 3.1 Loi de comportement bi-linéaire, sous chargement monotone croissant

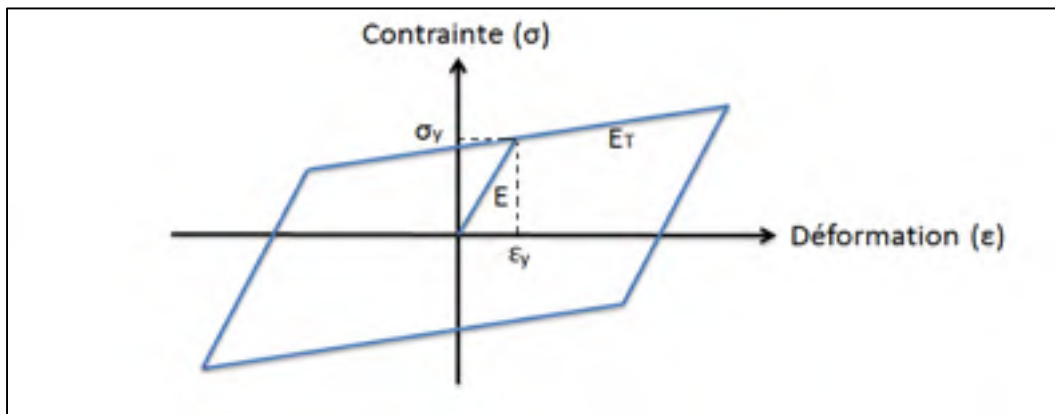


Figure 3.2 Loi de comportement (hystérésis) bi-linéaire sous chargement cyclique

3.2.1.1 Modélisation du comportement de l'acier

Pour l'étude du comportement des isolateurs sismique soumis à des chargements cycliques, les éléments faits en acier soit les frettes entre les couches de caoutchouc et les plaques attachées à l'appui ne subissent pas de déformations importantes comme celles subies par le noyau en plomb et le caoutchouc. En conséquence, le modèle choisi pour le comportement de l'acier est un modèle élastique linéaire. Ce modèle ne possède pas de domaine post-élastique et ne dissipe donc pas d'énergie par hystérésis. La cohérence de cette hypothèse est vérifiée lors des simulations en s'assurant que la contrainte interne de l'acier ne dépasse pas

sa limite élastique. Le modèle élastique est un sous-modèle du modèle bi-linéaire et est représenté sur la figure 3.3.

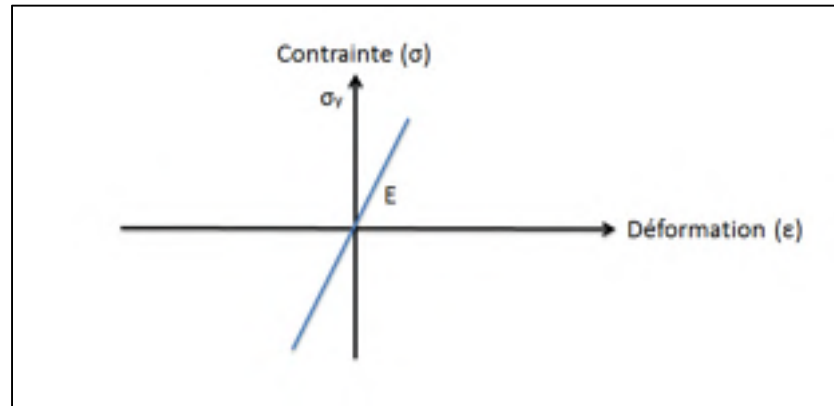


Figure 3.3 Modèle de comportement élastique, retenu pour l'acier

3.2.1.2 Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier

La revue de la littérature montre que les températures au sein des isolateurs sismiques soumis à des chargements cycliques, représentatifs de leur comportement sous séisme, demeurent relativement faibles pour l'acier dû à la conduction. En général, les températures maximales demeurent en deçà de 150°C (Constantinou *et al.*, 2007). Or, les propriétés mécaniques et thermiques de l'acier sont très peu affectées par des températures en deçà de 370°C (Davis, 1995). Dès lors, par souci de simplicité et d'efficacité, les propriétés mécaniques de l'acier composant les isolateurs sismiques étudiés, sont considérées constantes et indépendantes de la température. Les valeurs représentatives, à la température ambiante du tableau 3.1, sont adoptées dans les simulations effectuées dans le cadre de notre étude.

Tableau 3.1 Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier

Propriétés mécaniques et thermiques	Valeurs
Coefficient de Poisson, ν	0,28
Module de Young, E	205 GPa
Masse volumique, ρ	7900 kg.m ⁻³
Conductivité thermique, λ	50 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Capacité thermique, C _p	450 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹

3.2.2 Plomb

Le comportement mesuré du plomb est quasiment élasto-plastique comme introduit dans la revue de littérature à la section 1.4.2. Le comportement du plomb peut être idéalisé par un modèle parfaitement élasto-plastique comme illustré par la figure 3.4. Il subit une déformation élastique linéaire, selon la loi de Hooke, jusqu'à sa limite élastique et une fois, celle-ci atteinte il subit une déformation plastique, sans aucun écrouissage. La figure 3.5 représente la boucle contrainte – déformation idéalisée du plomb. On constate que son énergie dissipée par cycle (l'aire de sa boucle d'hystérésis) ne dépend que de deux paramètres: la limite élastique du plomb et la déformation que le plomb subit (donc son déplacement). C'est un point intéressant qui sera développé plus tard, car il permet un calcul simple de l'énergie dissipée et donc de la chaleur générée au sein du plomb.

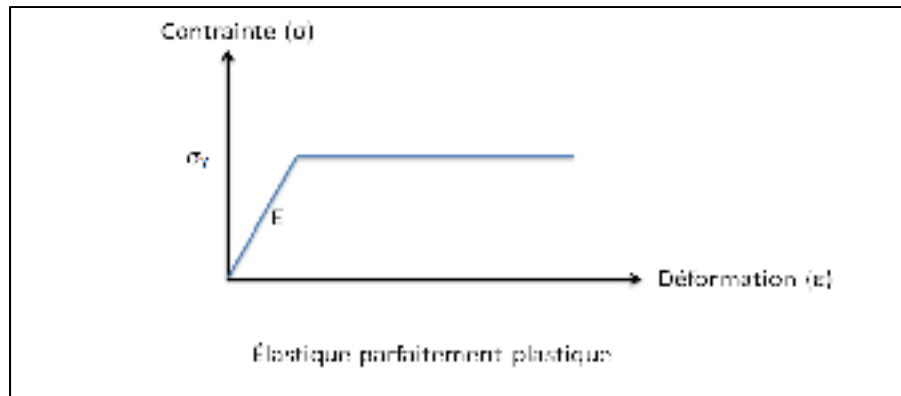


Figure 3.4 Comportement élasto-plastique sous chargement monotone

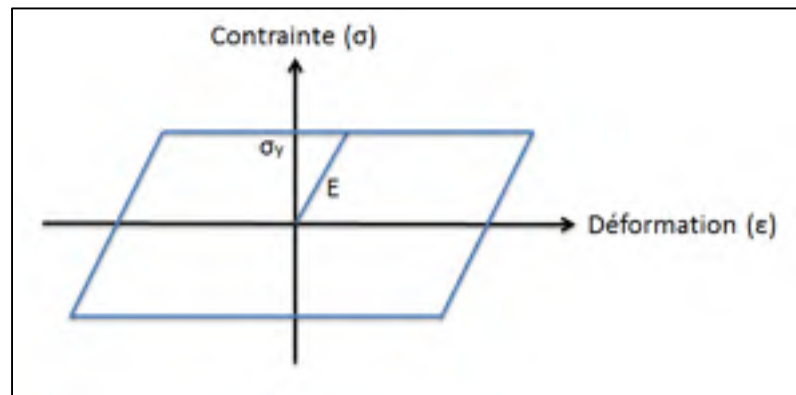


Figure 3.5 Boucle d'hystérésis d'un matériau élasto-plastique

3.2.2.1 Modélisation du comportement du plomb

Le modèle élastique parfaitement plastique pose des difficultés de résolution numérique (convergence très lente). Pour cette raison, nous adoptons le modèle de comportement bilinéaire de la figure 3.2, avec une très faible rigidité post-élastique de sorte à faciliter les simulations numériques tout en étant très représentatif du comportement réel du plomb. Le plomb a alors un comportement élastique guidé par son module de Young jusqu'à sa limite élastique puis subit un écrouissage cinématique guidée par son module tangent cinématique.

3.2.2.2 Propriétés mécaniques et thermiques du plomb

Les propriétés mécaniques et thermiques nécessaires pour les différentes simulations sont synthétisées dans le tableau ci-après. Parmi ces différentes propriétés, l'hypothèse est faite que seule l'évolution de la limite d'élasticité avec la température a un impact suffisamment important pour être pris en compte. La variation de la limite d'élasticité avec la température est guidée par l'équation (3.1), proposée par Kalpakidis (2008) décrit à la section 1.5.4, soit :

$$\sigma_{yl} = \sigma_{yl0} \times e^{-0,0069 \cdot \Delta T_L} \quad (3.1)$$

Tableau 3.2 Propriétés mécaniques et thermiques du plomb

Propriétés mécaniques et thermiques	Valeurs
Coefficient de Poisson, ν	0,43
Module de Young, E	18 GPa
Module tangent cinématique, E_T	10 Pa
Limite élastique initiale, σ_{yl0}	Défini pour chaque simulation
Limite élastique, σ_{yl}	$\sigma_{yl} = \sigma_{yl0} \times \exp(-0,0069 \times \Delta T_L)$
Masse volumique, ρ	11200 kg.m ⁻³
Conductivité thermique, λ	34 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Capacité thermique, C_p	130 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹

3.2.3 Caoutchouc

Le caoutchouc a un comportement qui peut être idéalisé par un modèle viscoélastique Cardone et Gesualdi (2012). Ce modèle peut approximer le comportement réel et les propriétés mécaniques issus d'essais sur le caoutchouc. Le travail de Cardone et Gesualdi (2012) est détaillé plus amplement dans la revue de littérature, section 1.5.3. Le modèle choisit ainsi que ces propriétés sont définis dans les sections suivantes.

3.2.3.1 Modèle choisi pour le caoutchouc

Afin de modéliser de manière aussi réaliste que possible tout en respectant les contraintes du logiciel d'éléments finis utilisé, ce n'est pas ce modèle qui est choisi. Le modèle visco-élastique présenté par Cardone et Gesualdi (2012) n'est pas implémenté dans COMSOL. Il est donc nécessaire de choisir un modèle dont la boucle d'hystérésis possède une forme proche de celle du modèle visco-élastique et pouvant être défini à l'aide des propriétés mécaniques sélectionnées par Cardone et Gesualdi (2012).

Le modèle choisi pour le caoutchouc est également le modèle bilinéaire. Le modèle est similaire au modèle choisi pour le plomb. Il subit une déformation élastique selon son module de cisaillement jusqu'à sa limite élastique et une fois atteinte il subit un écrouissage cinématique guidé par son module de cisaillement tangent. La valeur du module tangent est choisie égale au module de cisaillement sécant tel que montré sur la figure 3.6. Ce modèle est choisi, car il est proche du modèle idéalisé de Cardone et Gesualdi (2012) et utilise les propriétés mécaniques issues de cette étude. Il permet également de définir facilement l'énergie dissipée par déformations inélastiques sous chargement.

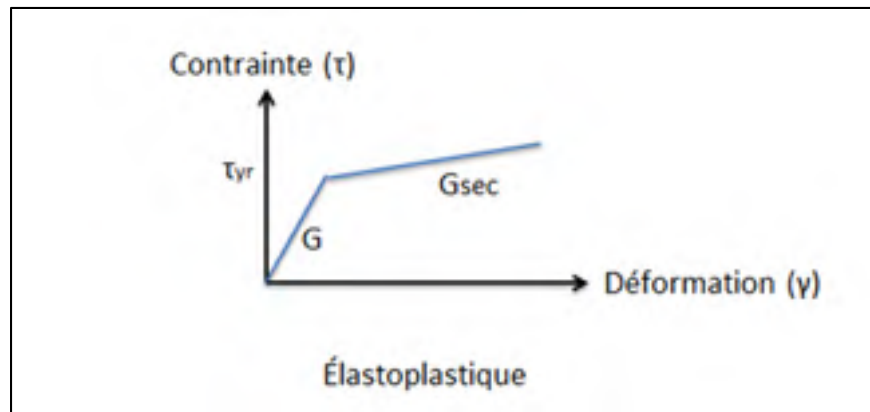


Figure 3.6 Comportement bilinéaire en cisaillement du caoutchouc

La figure 3.7 représente la superposition du modèle idéalisé de comportement de Cardone et Gesualdi (2012) avec le modèle choisi pour les simulations. Les deux modèles sont très

proches et utilisent tous les deux le module de cisaillement sécant pour guider le comportement du caoutchouc ce qui est très important, car le module de cisaillement du caoutchouc impacte de manière déterminante le comportement des isolateurs, qu'il soit à amortissement élevé ou avec noyau de plomb.

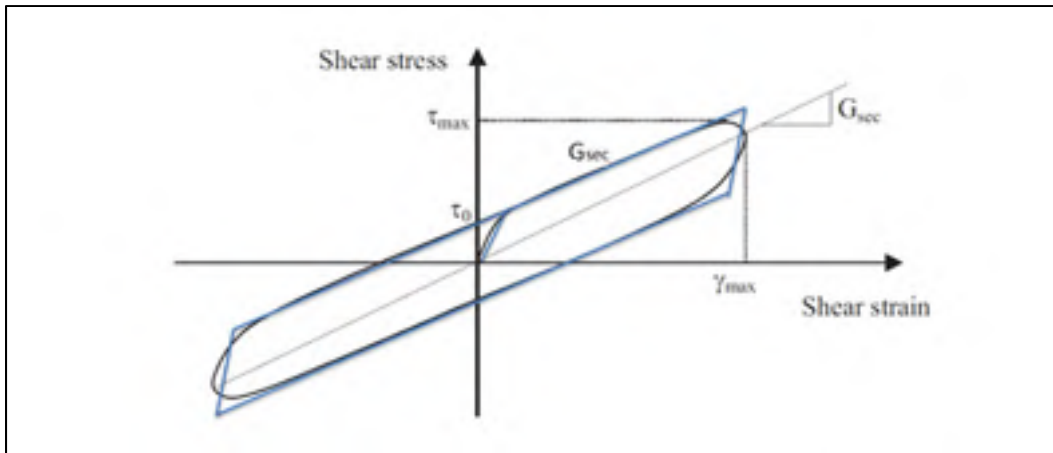


Figure 3.7 Boucle Contrainte – Déformation bilinéaire, représentant le comportement idéal du caoutchouc
Adaptée de Cardone et Gesualdi (2012)

3.2.3.2 Propriétés mécaniques et thermiques du caoutchouc

Les trois propriétés mécaniques définissant la boucle contrainte – déformation du caoutchouc sont: le module de cisaillement (G), la limite d'élasticité (τ_0) et le module de cisaillement sécant (G_{sec}). Ces propriétés varient de manière importante en fonction de leur température. Afin de prendre en compte l'impact de la température sur ces propriétés mécaniques, leurs valeurs à 20°C sont multipliées par un coefficient, lequel est fonction de la température. Le coefficient d'ajustement des trois propriétés mécaniques, citées ci-haut, est adopté des essais de Cardone et Gesualdi (2012). Ces essais présentés à la section 1.5.3 consistent à étudier la courbe contrainte-déformation de plusieurs échantillons de caoutchouc. Les résultats obtenus permettent indirectement d'obtenir les propriétés de ces élastomères. Le coefficient est défini pour l'intervalle -20°C à 40°C par l'équation 3.2 et sa variation est montrée sur la figure 3.8.

Il est attendu que cette courbe d'ajustement varierait légèrement d'une composition à l'autre du caoutchouc, mais en conservant la même tendance.

$$\text{Coefficient Cardone} = 0.0005 \times T_R^2 - 0,03 \times T_R + 1,4 \quad (3.2)$$

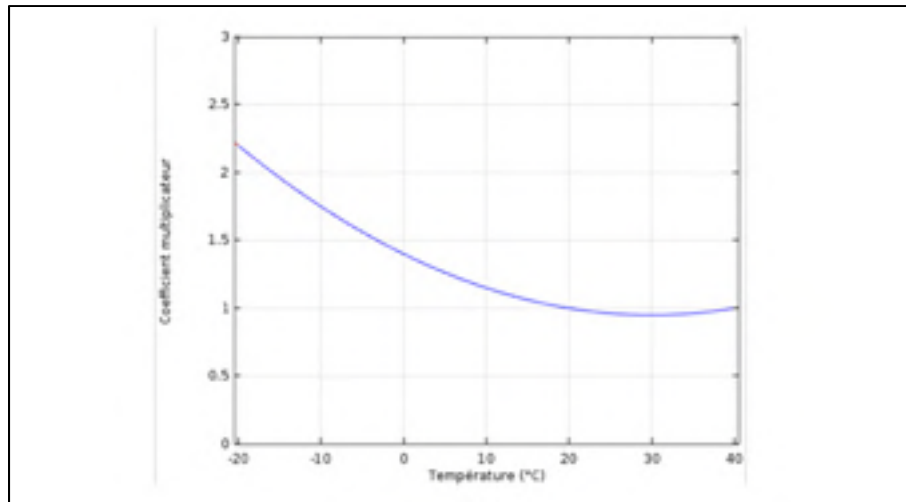


Figure 3.8 Coefficient multiplicateur des caractéristiques mécaniques des élastomères en fonction de la température entre -20°C et 40°C

L'intervalle d'étude de Cardone et Gesualdi (2012) est trop limité pour les besoins de notre étude, laquelle requière des températures aussi basses que -26°C. De plus, le caoutchouc en contact direct avec le plomb peut subir des augmentations de température allant jusqu'à un ordre de grandeur de 200°C par conduction. En absence de données expérimentales, ce coefficient multiplicateur doit donc être extrapolé sur un intervalle plus large englobant l'ensemble des températures auxquelles le caoutchouc peut être soumis durant les simulations : de -30°C à 220°C. Pour l'intervalle de -30°C à -20°C on conserve la tendance de la courbe originale du coefficient multiplicateur et donc la même formule. Pour l'intervalle de 40°C à 220°C, l'étude de Cardone et Gesualdi (2012) montre que les valeurs des propriétés mécaniques diminuent avec l'augmentation de température, mais cette diminution devient très faible au-delà de 30°C. De plus le coefficient multiplicateur choisi, qui est la meilleure approximation des tendances d'évolution de l'ensemble des échantillons d'essai, augmente entre 30°C et 40°C ce qui représente un écart par rapport aux résultats

réels des essais. Cet écart est purement dû à sa formulation mathématique. Ainsi, pour mieux représenter les résultats expérimentaux tout en étendant l'intervalle d'application du coefficient, nous conservons la formulation de Cardone et Gesualdi (2012) jusqu'à 30°C. Pour une température de 30°C, le coefficient atteint la valeur de 0,95. Pour des températures supérieures, on considère qu'il subit une diminution lente. En effet, pour les températures supérieures à la température ambiante, le comportement global du matériau ne varie que peu même aux températures d'essai importantes. Une diminution de la contrainte ainsi qu'une réduction de la boucle d'hystérésis sont cependant constatées (Vandenbroucke, 2010). Une diminution linéaire lente guidée par un coefficient de 0.0005/°C est choisie pour atteindre la valeur de 0,84 à 220°C afin de représenter cette diminution. Ceci se traduit par les deux équations (3.3) et (3.4), dont les résultats sont illustrés sur la figure 3.9.

Pour l'intervalle [-30°C ; 30°C] :

$$\text{Coef}_R = 0.0005 \times T_R^2 - 0,03 \times T_R + 1,4 \quad (3.3)$$

Pour l'intervalle [30°C ; 220°C] :

$$\text{Coef}_R = 0,95 - 0.0005 \times T_R \quad (3.4)$$

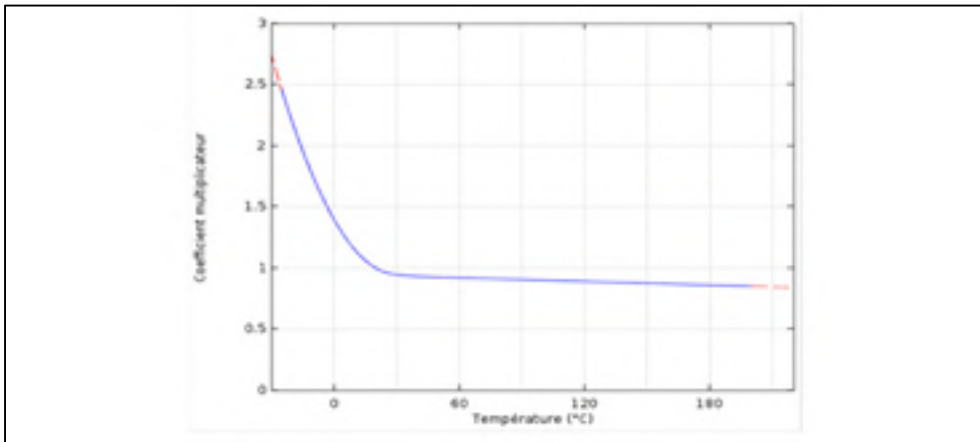


Figure 3.9 Coefficient multiplicateur pour les caractéristiques mécaniques du caoutchouc en fonction de la température entre -30°C et 220°C

Le tableau 3.3 présente une synthèse des propriétés mécaniques de base du caoutchouc, utilisées dans les simulations. Ces propriétés peuvent varier selon la formulation du caoutchouc et notamment sa dureté.

Tableau 3.3 Propriétés mécaniques et thermiques du caoutchouc utilisées

Propriétés mécaniques et thermiques	Valeurs
Coefficient de Poisson, ν	0,499
Module de cisaillement à 20°C, G_0	Défini pour chaque simulation*
Module de cisaillement, G	$G = G_0 \cdot \text{Coef}_R(T_R)$
Module de cisaillement sécant à 20°C, G_{seco}	Défini pour chaque simulation*
Module de cisaillement sécant, G_{sec}	$G_{\text{sec}} = G_{\text{seco}} \cdot \text{Coef}_R(T_R)$
Limite élastique à 20°C, $\tau_{\text{yr}0}$	Défini pour chaque simulation*
Limite élastique, τ_{yr}	$\tau_{\text{yr}} = \tau_{\text{yr}0} \cdot \text{Coef}_R(T_R)$
Masse volumique, ρ	1300 kg.m ⁻³
Conductivité thermique, λ	0,16 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Capacité thermique, C_p	1700 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹

* : selon le modèle bilinéaire

3.3 Modélisation du transfert de chaleur

Cette section présente la modélisation du transfert de chaleur tout en faisant une brève récapitulation des principales équations et conditions limites utilisées. Ces éléments sont présentés de manière plus détaillée au chapitre 2.

Dans cette étude et pour l'ensemble des simulations, l'hypothèse est faite que la convection et la radiation aux frontières libres sont négligeables, car il semblerait a priori que leurs impacts sur les essais sont non significatifs. Cette hypothèse a été également utilisée par Kalpakidis (2008) pour des simulations similaires aux nôtres. Cette hypothèse demeure

néanmoins à vérifier dans de futures études, notamment lors d'essais pouvant nécessiter de plus longues durées. En effet, certains tests peuvent durer plusieurs heures et bien que la température initiale a été contrôlée la température des matériaux peut monter sensiblement de quelques degrés. Cela peut se produire suite aux échanges de chaleur par convection notamment si les essais sont réalisés dans une chambre dont la température n'est pas suffisamment bien contrôlée. La conduction est au contraire très présente et a lieu dans l'ensemble des modèles.

On constate que dans l'intervalle de température où se situe notre étude, soit de -25°C à 225°C (pour des élévations importantes de la température dans le noyau de plomb), la dépendance des propriétés thermiques à la température est relativement faible. Elle sera donc négligée dans notre étude afin de ne pas complexifier indûment le modèle et pour des raisons d'efficacité en termes de temps de calcul.

Les grandeurs physico-chimiques utilisées dans les équations de transfert thermique, c'est-à-dire : la masse volumique ρ , la capacité thermique massique C_p et la conductivité thermique λ ; sont soumises aux deux hypothèses suivantes : indépendantes de la température et également identiques (homogènes) dans tout le volume du solide (Houdé, 2013).

Les valeurs choisies sont celles utilisées par Kalpakidis (2008) et représentent globalement les propriétés des matériaux à 25°C . Le choix de ces valeurs est justifié par la volonté de reproduire certaines simulations de Kalpakidis (2008) dans une démarche de validation du modèle utilisé dans notre étude.

Tableau 3.4 Propriétés physico-chimiques des matériaux
utilisés dans les simulations de l'étude
Adapté de Kalpakidis (2008)

Paramètres	Plaques de fin et cales (acier)	Couches de caoutchouc	Noyau de plomb
Masse volumique, ρ (kg.m ⁻³)	7900	1300	11200
Conductivité, λ (W.m-1.K ⁻¹)	50	0,16	34
Capacité thermique, C_p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	450	1700	130
Diffusivité, α (m ² .s ⁻¹)	1,41x10 ⁻⁵	7,24x10 ⁻⁸	2,34x10 ⁻⁵

Les différentes catégories de conditions aux limites pouvant s'appliquer aux problèmes de transfert de chaleur par conduction ainsi que leurs significations ont également été décrites précédemment (au chapitre 2). Les conditions et hypothèses utilisées pour les simulations de la présente étude sont les suivantes :

- il y a contact parfait entre tous les solides composant les isolateurs, à savoir les couches de caoutchouc, les frettes et les plaques d'extrémités en acier. Cette hypothèse est cohérente avec les procédés et détails de fabrication des isolateurs sismiques étudiés ainsi qu'avec la présence de charges axiales confinant les appuis et assurant le contact entre les différentes couches de matériaux;
- la condition de température (ou condition de Dirichlet) est choisie pour les simulations du refroidissement des isolateurs. La température imposée est alors celle que l'on désire donner à l'isolateur et correspond à la température de l'air extérieur T_{ext} ;
- la condition de Newton pourrait également être choisie pour les simulations du refroidissement des isolateurs à la place de la condition de température. La température

imposée que l'on désire donner à l'isolateur serait alors celle de l'extérieur. Cependant il serait nécessaire de calculer le coefficient h qui est compris entre 10 et $500 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ pour de la convection forcée avec de l'air (Marchio et Reboux, 2003). On peut choisir pour h une valeur moyenne de $250 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, ce qui correspond à la valeur moyenne que peut prendre ce coefficient pour de la convection forcée avec de l'air. Des simulations utilisant les deux conditions limites (condition de Newton et condition limite de température) montrent que pour les cas considérés dans notre étude, les deux conditions limites aboutissent pratiquement aux mêmes résultats. Cette similitude d'ordre de grandeur entre les résultats est logique, car une convection forcée est proche d'une température imposée, les deux conditions sont acceptables;

- la condition du flux nul est utilisée pour l'ensemble des simulations où l'isolateur est à la même température que le milieu extérieur lors des essais. Cela représente une isolation thermique. Cette condition est similaire à la condition de température pour ce cas précis (Marchio et Reboux, 2003).

Ce sont donc à la fois ces différentes conditions aux limites et le bilan du transfert de chaleur par conduction défini par l'équation (3.5) qui permettent la résolution des problèmes de transfert de chaleur dans nos simulations. Ces éléments sont ceux choisis dans le logiciel d'éléments finis pour la problématique de transfert de chaleur.

3.4 Modélisation de la chaleur générée

La modélisation de la chaleur générée par l'énergie dissipée au sein des matériaux est très importante pour la problématique étudiée étant donné le transfert et la diffusion de cette chaleur au sein des appuis et couplage entre les propriétés mécaniques des matériaux (caoutchouc) composant ces appuis et la température.

Nous admettons que la chaleur générée vaut 100 % de l'énergie dissipée par hystérésis au sein des matériaux. Pour prendre en compte la chaleur générée dans les simulations il est

donc nécessaire de connaître l'énergie dissipée des matériaux, laquelle correspond à la surface de leurs boucles d'hystérésis. L'acier a été modélisé comme un matériau parfaitement élastique. Il ne dissipe donc pas d'énergie et ne génère aucune chaleur. Au contraire, le plomb et le caoutchouc subissent des déformations inélastiques importantes, lesquelles occasionnent une dissipation d'énergie par génération de chaleur. La chaleur générée au sein des matériaux peut être évaluée de deux façons :

- de manière analytique;
- par une méthode numérique, au sein du logiciel d'éléments finis utilisé (Comsol®).

3.4.1 Chaleur générée calculée analytiquement

La méthode analytique pour le calcul de chaleur générée peut être réalisée pour le calcul de l'énergie dissipée dans le plomb. En effet le plomb possède un comportement idéalisé élastique parfaitement plastique et sa boucle contrainte – déformation ne dépend donc que de sa limite élastique et du chargement qu'il subit.

Le taux de production de chaleur q du plomb est donné par :

$$q(t) = \frac{|\sigma_{yl} \cdot A_l \cdot \frac{du}{dt}|}{V_l} = \frac{\sigma_{yl} \cdot |\frac{du}{dt}|}{h_l} \quad (3.5)$$

Avec :

- $u(t)$: l'historique de déplacement du sommet du noyau de plomb par rapport à sa base;
- σ_{yl} : la limite élastique du plomb;
- h_l : la hauteur du noyau de plomb;
- A_l : l'aire de la section du noyau de plomb;
- V_l : le volume du noyau de plomb.

Cette méthode de calcul de la chaleur générée considère comme hypothèse : 1) l'augmentation de température du plomb est uniquement une fonction du temps et 2) elle est uniforme dans l'espace à l'exception des zones de contact avec l'acier et le caoutchouc où se produit la conduction. C'est-à-dire que la contrainte à l'intérieur du plomb est considérée comme uniforme, ce qui est pratiquement le cas si le confinement du plomb par le caoutchouc l'entourant est bien effectué (Kalpakidis, 2008).

3.4.2 Chaleur générée calculée numériquement via l'énergie dissipée

La méthode numérique permet théoriquement le calcul de la chaleur générée via le calcul de l'énergie dissipée par hystérésis dans tous les matériaux possédant un comportement inélastique. Cependant, le logiciel Comsol ne permet de calculer numériquement, de manière intégrée, l'énergie dissipée au sein d'un matériau que pour les cas les plus simples notamment ceux ayant un comportement élasto-plastique ou bilinéaire. C'est, entre autres, pour cette raison que le modèle bi-linéaire a été retenu pour le caoutchouc. Dès lors, le calcul de la chaleur générée dans le caoutchouc et le plomb, via l'énergie dissipée, est obtenu directement, via une fonction préétablie (programmée) dans le logiciel. Elle ne nécessite donc pas l'hypothèse d'une contrainte uniforme au sein du matériau. La valeur de l'énergie dissipée est évaluée et stockée pour chaque pas de temps. Elle est calculée dans COMSOL par l'équation (3.6).

$$W_d = \int_0^\varepsilon \sigma : d\varepsilon \quad (3.6)$$

Avec l'opérateur ($:$) qui représente : $\sigma : \varepsilon = \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}$.

Cette variable est donc la densité d'énergie dissipée en $J.m^{-3}$ et en dérivant cette variable par rapport au temps, la densité de chaleur générée en $W.m^{-3}$ est obtenue.

La méthode numérique est donc plus pratique et flexible (pour un modèle de comportement, un chargement et une configuration quelconques) que la méthode analytique. Elle est

cependant considérablement plus lourde pour le logiciel ce qui augmente de manière très importante la durée des simulations. La méthode analytique est donc utilisée pour le calcul de l'énergie dissipée dans le plomb étant donné sa simple forme alors que la méthode numérique est adoptée pour le calcul de l'énergie dissipée dans le caoutchouc. Aussi, la méthode analytique est plus facile à appliquer pour les matériaux élastiques-parfaitement plastiques, tel que le plomb. Le choix de la méthode analytique pour le calcul de l'énergie dissipée par plomb est également motivé par des raisons d'efficacité et de réduction de la durée des simulations, alors qu'il n'impacte pas de manière significative les résultats.

3.5 Modèles utilisés pour les simulations

Les simulations de l'étude sont réalisées sur des modèles d'isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) et d'isolateurs en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) et également un modèle d'échantillon d'élastomère. Les géométries générales et la discrétisation de ces trois modèles sont présentées dans cette partie (figures 3.10 à 3.14). Les dimensions et données spécifiques à chaque cas de simulation sont précisées pour chaque simulation dans le chapitre 4.

Le logiciel COMSOL permet de définir un maillage contrôlé soit par la physique (le logiciel) soit par l'utilisateur. Le maillage défini par la physique permet d'obtenir un maillage de manière automatique en sélectionnant uniquement la finesse de celui-ci. Le maillage défini par l'utilisateur permet au contraire de procéder à une discrétisation personnalisée selon l'intérêt porté aux différentes zones du composant. Dans les simulations de cette étude, le maillage contrôlé par la physique a été utilisé avec une taille des éléments sélectionnée comme fin. Cela offre une discrétisation suffisante pour obtenir des résultats cohérents tout en limitant la durée des simulations qui peuvent s'avérer très longues voir ne pas fonctionner en arrivant aux limites de calcul de l'ordinateur.

Les simulations ont été réalisées avec des modèles 2D axisymétriques pour les simulations de transfert de chaleur possédant un axe de symétrie. Le modèle 2D axisymétrique est utilisable

pour les modèles avec une symétrie parfaite autour d'un axe : c'est-à-dire une symétrie de révolution. Cette symétrie doit concerner à la fois la géométrie (par exemple un cylindre, un cône) mais également les conditions initiales et conditions aux limites. Cela permet d'obtenir un modèle juste en évitant le modèle 3D grâce aux symétries ce qui limite considérablement la difficulté et le temps de résolution. Au niveau de son axe de révolution un modèle 2D axisymétrique possède une symétrie axiale qui est implicite et générée automatiquement. Les simulations multi-physiques ne possédant pas cette symétrie de révolution notamment en conséquence du chargement cyclique il a fallu procéder à une simplification. En effet, la lourdeur de résolution des simulations s'est avérée trop compliquée pour les capacités de l'ordinateur. Les simulations ont donc été réalisées sur des modèles 2D représentant une coupe des modèles 3D en leurs centres. L'hypothèse des déformations planes est appliquée à ces simulations et considère alors les isolateurs comme des modèles infiniment longs de la coupe 2D étudiée. Les résultats obtenus ne sont donc pas exacts, mais donnent une idée de l'évolution du comportement hystérétique des isolateurs.

Pour les modèles 2D et les modèles 2D axisymétriques, les composants de l'isolateur sismique, à savoir les différentes plaques, frettes et les couches du caoutchouc sont discrétisés au moyen d'éléments solides (Triangular éléments) à 3 nœuds, iso-paramétriques. Les dimensions de ces éléments varient selon le cas et sont choisies par le logiciel. La finesse du maillage est choisie fine.

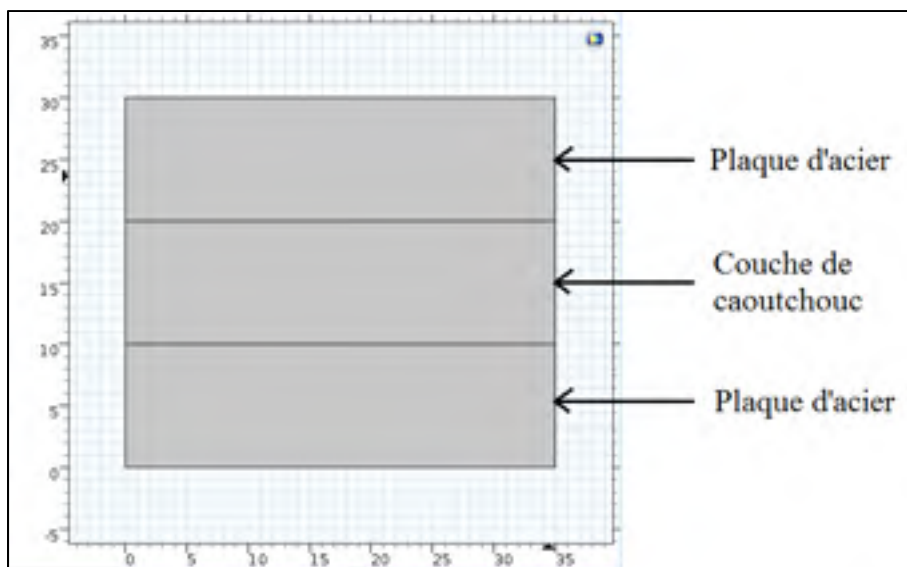


Figure 3.10 Modèle 2D par éléments finis de l'échantillon d'élastomère

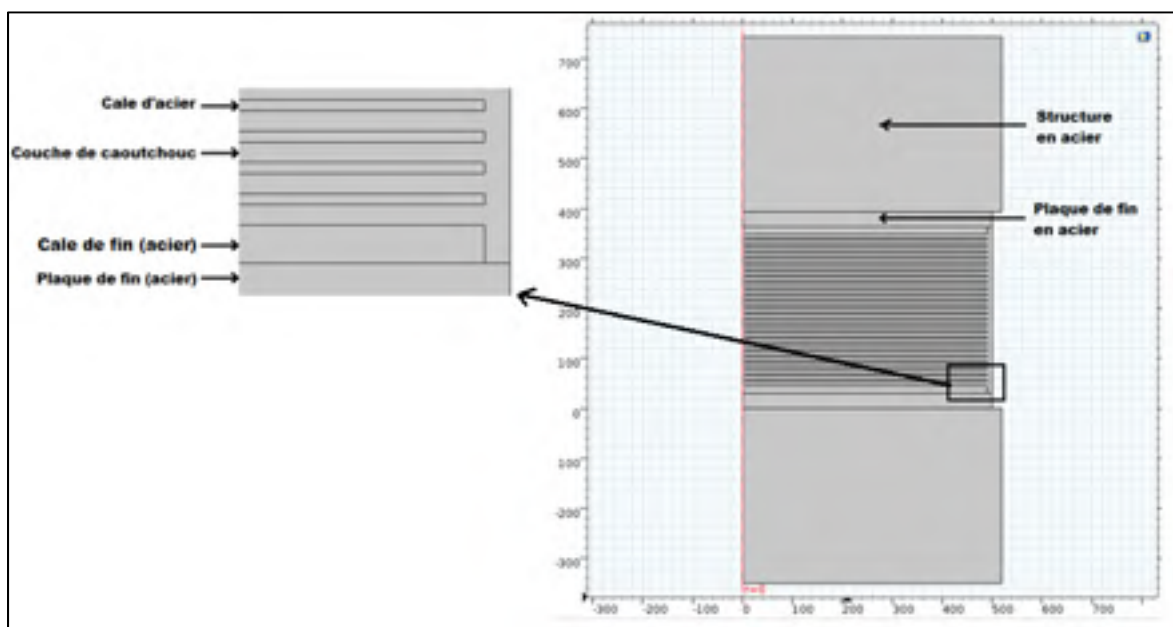


Figure 3.11 Modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (HRB)

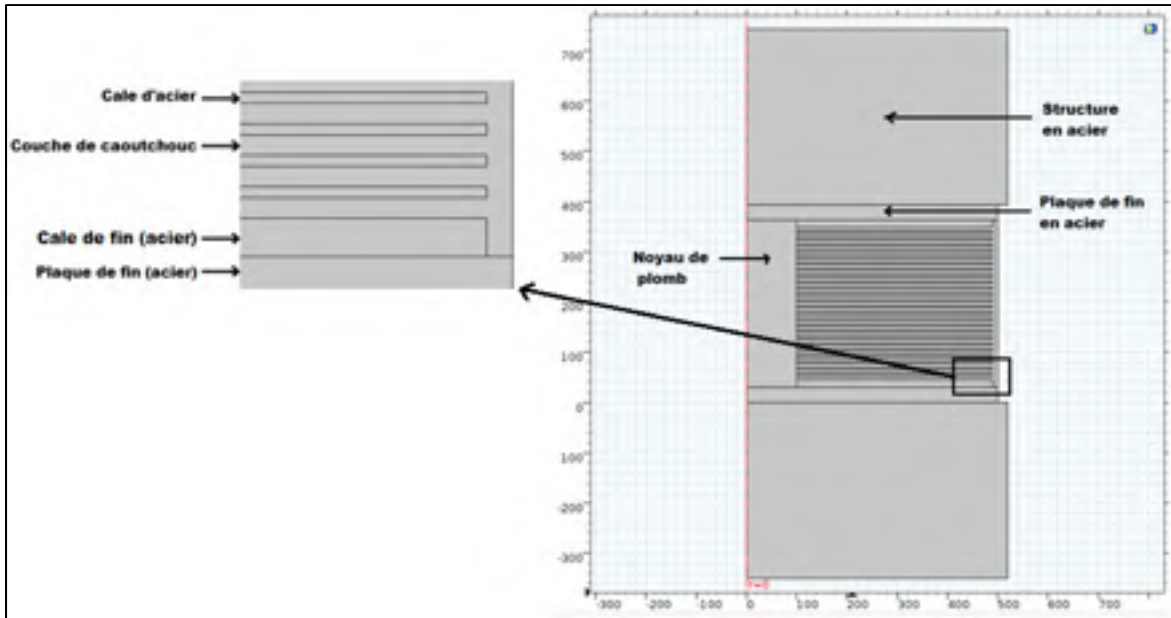


Figure 3.12 Modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (LRB)

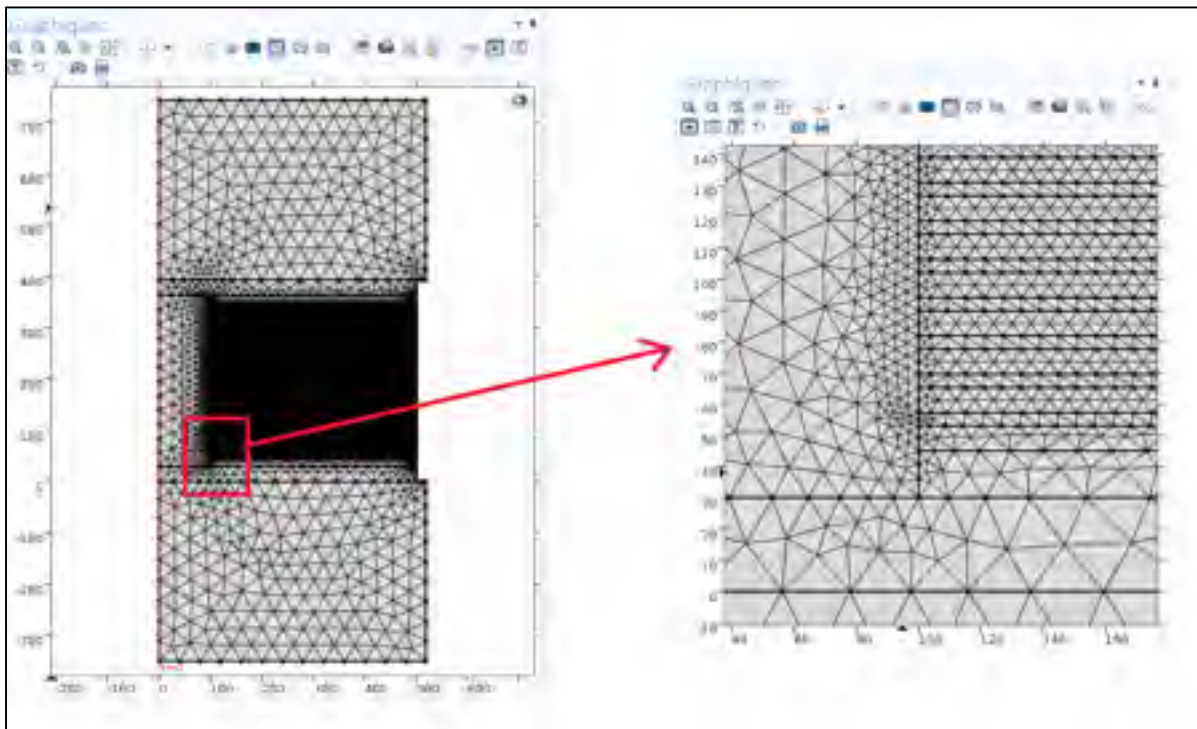


Figure 3.13 Maillage du modèle axisymétrique par éléments finis de l'isolateur (LRB)

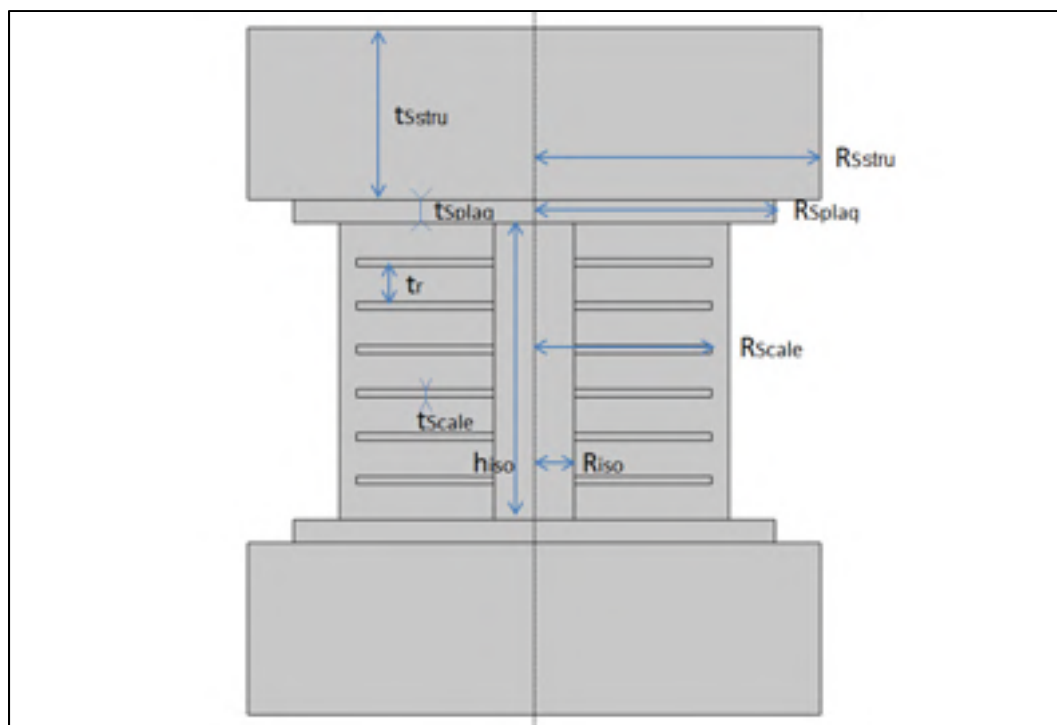


Figure 3.14 Modèle générique présentant les paramètres géométriques utilisées

CHAPITRE 4

SIMULATIONS NUMÉRIQUES D'ESSAIS ET DISCUSSION

Ce quatrième chapitre présente les simulations numériques qui ont été réalisées pour cette étude et se décompose en quatre groupes de simulations différents. L'objectif premier de ces simulations est de vérifier la validité des modèles et des résultats obtenus, en comparant ceux-ci à des résultats obtenus par d'autres chercheurs et études.

Le premier groupe de simulations consiste à étudier le transfert de chaleur sur des modèles 2D axisymétriques représentant deux types d'isolateurs en élastomère, soit : isolateur en élastomère freiné à amortissement élevé (HRB) et isolateur en élastomère freiné à noyau de plomb (LRB). Ces simulations s'intéressent à la durée de conditionnement nécessaire pour assurer le refroidissement interne complet des isolateurs. Pour des essais à basses températures il est en effet nécessaire refroidir entièrement et de maintenir à la température voulue les isolateurs avant de les soumettre à une séquence de chargements prescrite. Elles sont réalisées pour quatre températures d'essais (conditionnement): -26°C , -21°C , -15°C et -7°C . Les résultats de ces simulations permettent de valider la modélisation du transfert de chaleur au sein d'isolateur sismique à base d'élastomère.

Le second groupe de simulations est également en transfert de chaleur et usant de modèles 2D axisymétriques. Il étudie la chaleur générée au sein du noyau de plomb lorsqu'il est soumis à des chargements cycliques. Ces simulations sont effectuées en utilisant la formulation de la chaleur générée de Kalpakidis (2008). L'objectif de ces simulations est de s'assurer de la cohérence et de la validité des résultats obtenus avec les simulations numériques notamment en ce qui concerne le transfert de chaleur et la génération de la chaleur interne par hystérésis. Nous étudions également via ces essais l'impact des conditions d'essai sur le comportement à basses températures des isolateurs sismiques à base d'élastomère.

Le troisième groupe de simulations est réalisé sur des modèles 2D en mode multi-physiques et ce en couplant la mécanique du solide au transfert de chaleur. Ces simulations ont pour but, après avoir vérifié la validité de la modélisation de la chaleur générée pour le plomb dans la partie précédente, de s'assurer de la cohérence de la modélisation de l'élastomère et de l'impact de la température sur son comportement.

Le quatrième et dernier groupe de simulations, est également en 2D et couplant la mécanique du solide au transfert de chaleur. Ces simulations étudient le comportement de deux isolateurs : HRB et LRB pour deux températures initiales : température ambiante (20°C) et basse température (-26°C). Elles sont réalisées pour différentes séquences d'essais : 1 cycle, 6 cycles et 15 cycles de chargement. Les résultats de cet ensemble de simulations montrent l'évolution du comportement thermodynamique et mécanique des deux modèles d'isolateurs sismiques en fonction de la séquence de chargement et de la température de conditionnement initiale.

4.1 Conditionnement thermique et évolution de la température interne

Les codes de conception des ponts en Amérique du Nord (AASHTO, 2010; CSA, 2014) imposent divers essais de qualification sur des prototypes identiques aux isolateurs sismiques destinés à l'ouvrage ainsi que des essais de contrôle de qualité sur les unités fabriquées pour l'ouvrage. En zones froides, des essais à basses températures, représentative des températures les plus froides attendues, sont exigés sur les unités d'isolation sismique. Le but de ces essais est de valider le comportement et les propriétés hystérétiques des unités d'isolation sous conditions de basses températures et par voie de conséquence la conception sismique de l'ouvrage. À titre d'exemple, l'AASHTO (2010) préconise de réaliser ces essais à quatre basses températures associées aux quatre zones de température couvrant le territoire des États-Unis. Les essais sont donc à réaliser à -7°C, -15°C, -21°C et -26°C. Pour les essais à basses températures, les prototypes doivent être préalablement conditionnés (refroidis) de sorte que toutes les parties des unités aient atteint la température prescrite.

L'analyse de la température interne de l'isolateur est effectuée sur deux modèles d'isolateur : des isolateurs en élastomère fretté avec et sans noyau de plomb dont les dimensions et la géométrie sont celles utilisées par Takaoka *et al.* (2008). Les isolateurs sont pris à l'origine à une température correspondant à la température ambiante puis on impose successivement comme condition aux frontières les basses températures : -7°C , -15°C , -21°C et enfin -26°C . L'objectif est de déterminer le temps nécessaire pour que la température interne devienne celle soumise en conditions aux frontières pour chaque isolateur et aux quatre basses températures de l'étude.

Nous supposons une température ambiante, initiale, de 20°C . Les propriétés thermiques des matériaux choisies sont celles données par Kalpakidis (2008) et sont considérées comme fixes. Les variations de ces propriétés en fonction de la température pour la plage de température de l'étude sont en effet suffisamment faibles pour être négligées. Les propriétés utilisées sont : densité du matériau, conductivité du matériau, capacité thermique du matériau ainsi que diffusivité thermique. Elles sont présentées dans le tableau 3.4 pour les trois matériaux composant les isolateurs : l'acier, le plomb et le caoutchouc.

Pour ces deux modèles d'isolateur, la géométrie ainsi que les paramètres de simulations sont rappelés et les positions des deux sondes thermiques donnant l'évolution de la température au cours de l'essai sont précisées. Le choix a été fait d'observer l'évolution de la température interne en deux points à cause des différentes inerties thermiques des matériaux composant les isolateurs. L'acier et le plomb possèdent des diffusivités thermiques du même ordre de grandeur (de l'ordre de $10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$). On s'attend donc à ce qu'ils possèdent une inertie thermique relativement proche. Le caoutchouc au contraire possède une diffusivité thermique beaucoup plus faible (de l'ordre de $10^{-8} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$) et on s'attend donc à ce que l'équilibre thermique soit beaucoup plus long à atteindre.

Dans le cas de l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB), les deux sondes se trouvent dans le caoutchouc. Une évolution quasi similaire de la température, à l'endroit de ces sondes, est attendue. Pour l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB), une sonde (S1) se situe dans le plomb au centre de l'isolateur et l'autre (S2) se trouve dans le

caoutchouc. Vu la différence au niveau des diffusivités thermiques de ces deux matériaux ainsi que la configuration de l'appui, une évolution différente de la température est attendue pour chacune des sondes.

Les modèles de Takaoka *et al.* (2008) choisis sont de tailles importantes : dimensions similaires entre les deux isolateurs à l'exclusion de la présence d'un noyau de plomb pour le LRB. On estime que les résultats obtenus donnent l'ordre de grandeur supérieur des durées nécessaires pour que les températures choisies soient atteintes dans l'ensemble de l'isolateur. Pour le HRB, les simulations sont réalisées sur 60 h et pour le LRB, sur 36 h. Ces deux durées sont choisies afin d'avoir l'évolution de la température jusqu'à stabilisation de celle-ci dans l'isolateur. La température interne de l'ensemble est donnée à intervalles de 6 h de conditionnement simulé pour les deux isolateurs. Cela fournit le gradient de température et permet de comprendre l'avancée du front froid dans l'isolateur.

4.1.1 Isolateur en élastomère à amortissement élevé (HRB)

4.1.1.1 Géométrie

L'isolateur sismique étudié est un appui fretté de forme cylindrique. La géométrie et les dimensions hors tout de l'isolateur sismique en élastomère fretté à amortissement élevé étudié sont celles de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) de pleine grandeur utilisé par Takaoka *et al.* (2008). Néanmoins, le noyau en plomb de ce dernier a été remplacé par l'élastomère fretté. Cela permet de pouvoir comparer deux types d'isolateurs de tailles similaires et d'en déduire par la suite l'impact du noyau de plomb sur le refroidissement de l'isolateur. L'ensemble des données nécessaires pour modéliser l'isolateur HRB sous étude sont fournies dans le tableau 4.1. Les symboles utilisés sont également représentés sur la figure 3.14.

Tableau 4.1 Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	500 mm
Hauteur de l'isolateur, h_{iso}	333,2 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	8 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	25
Épaisseur totale de caoutchouc, t_{Rtot}	200 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	4,3 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	490 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	500 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	30 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	520 mm
Épaisseur de la structure en acier, t_{Sstru}	350 mm

4.1.1.2 Paramètres de simulation

Les simulations sont réalisées sur un modèle 2D axisymétrique. La température interne initiale de l'isolateur est de 20°C et une température extérieure environnante, imposée à la périphérie de l'appui et des plaques en acier représentant la structure, comme conditions aux frontières est successivement, pour les différents cas étudiés, de -7°C, -15°C, -21°C et -26°C. Les deux sondes de température S1 et S2 se trouvent respectivement au centre de l'isolateur (sur l'axe de révolution au milieu de la hauteur de l'isolateur) et entre le centre de l'isolateur et l'extérieur (à 2/5 du rayon de l'isolateur et toujours au milieu de sa hauteur). Ces informations sont synthétisées dans le tableau 4.2 et la figure 4.1, ci-après.

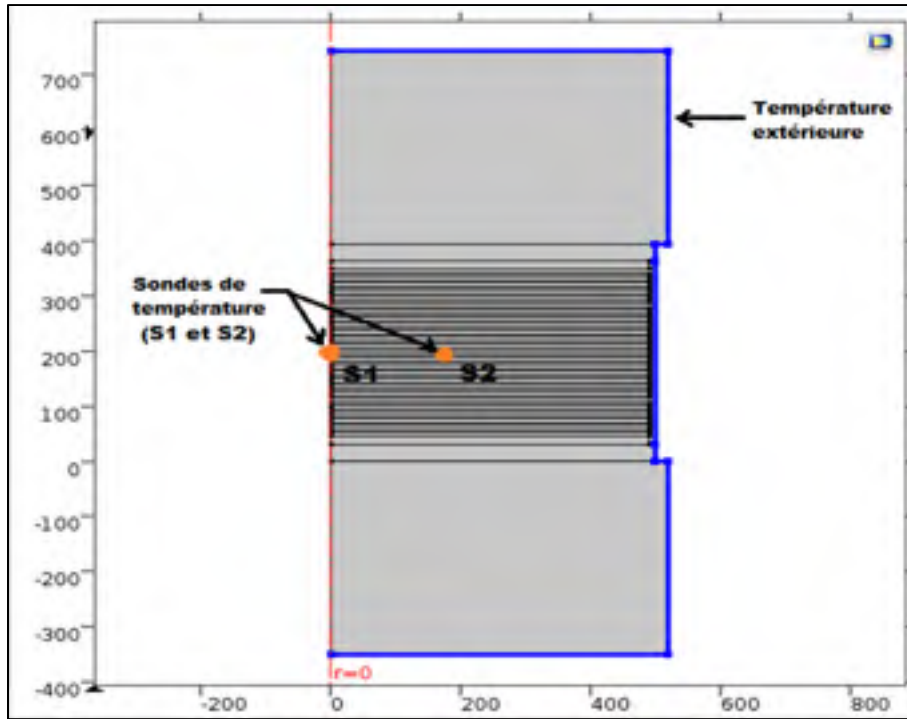


Figure 4.1 Paramètres de simulation pour l'analyse du HRB

Tableau 4.2 Données utilisées pour l'analyse du HRB

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	20°C
Température extérieure, T_{ext}	-7°C, -15°C, -21°C et -26°C
Durée des essais, t_{essai}	60 h

4.1.1.3 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -7°C

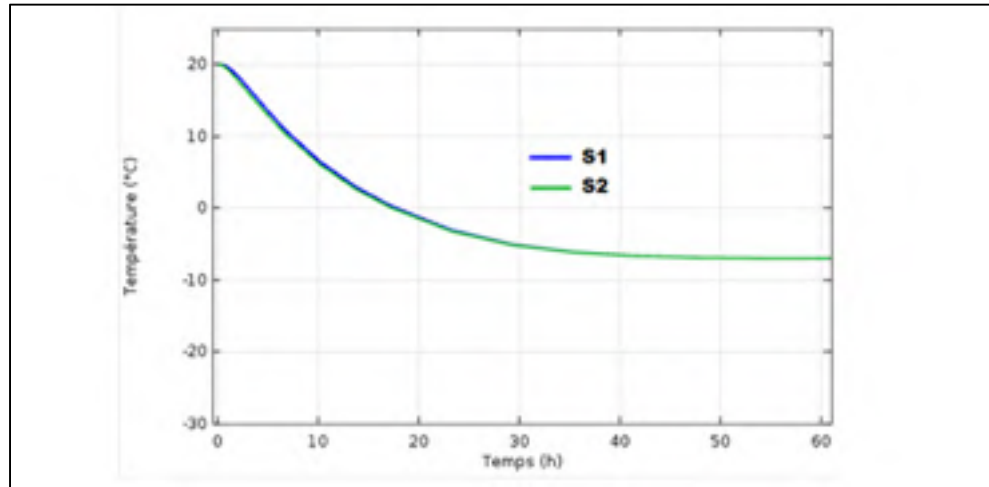


Figure 4.2 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -7^{\circ}\text{C}$

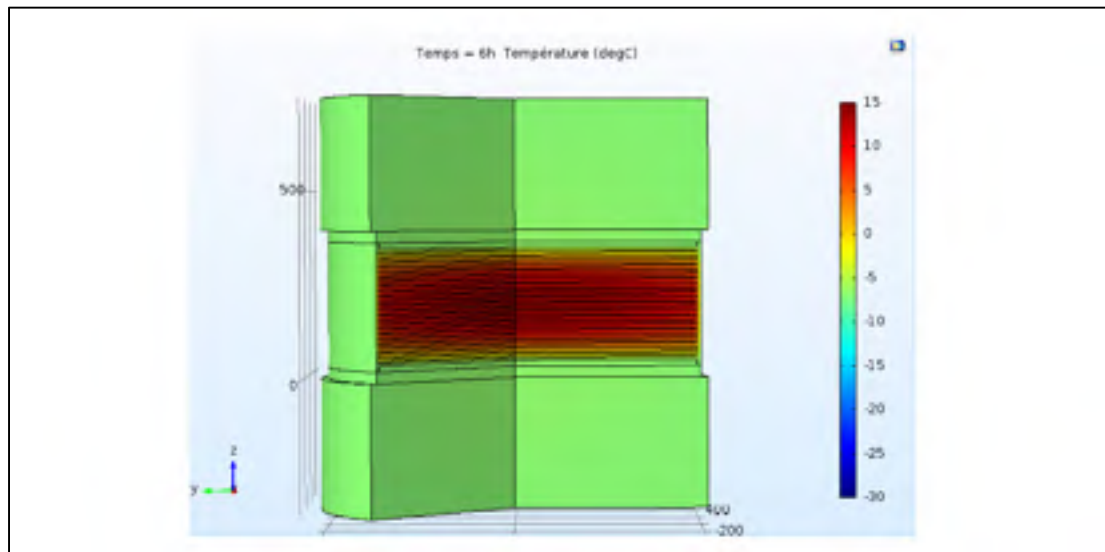


Figure 4.3 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -7^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

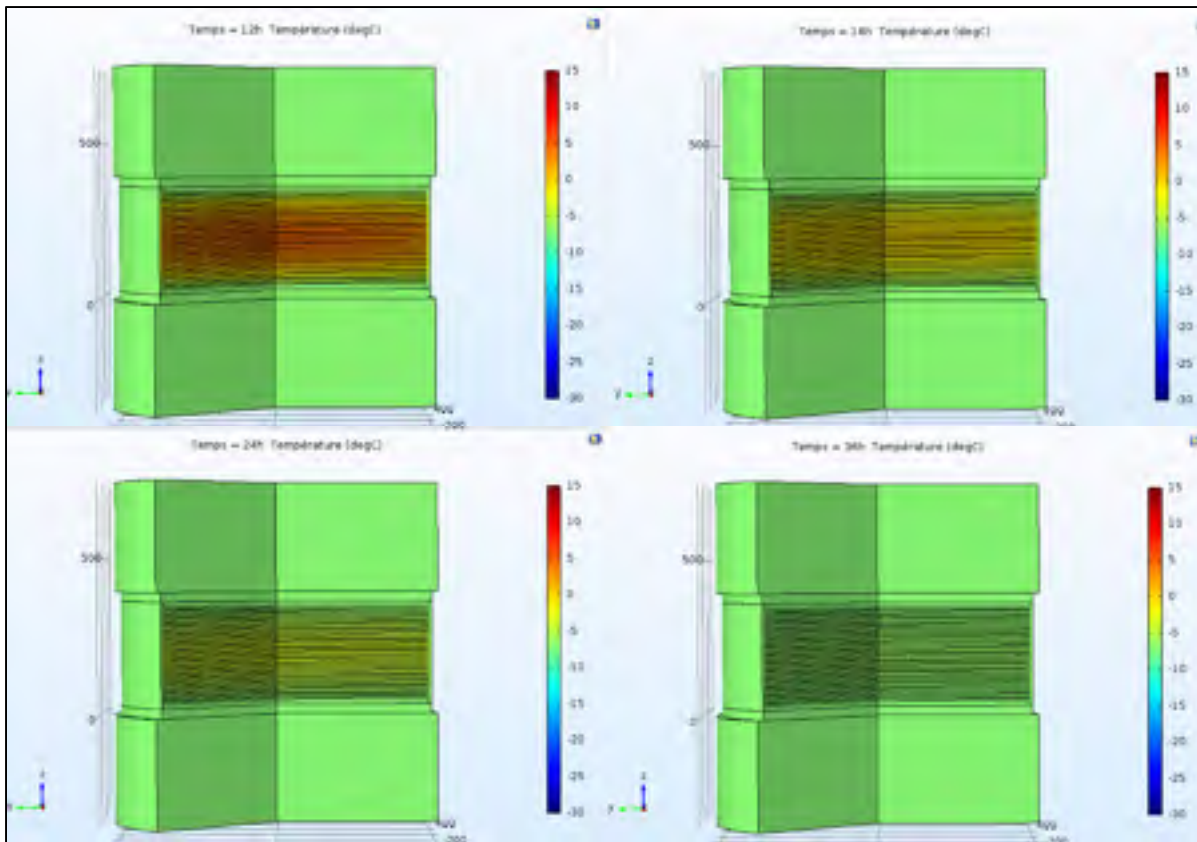


Figure 4.4 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -7^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}$, 18h , 24h et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -7°C , la température interne de l'isolateur baisse de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6 h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée alors que l'élastomère est encore à des températures supérieures à 10°C . Les figures à 12h, 18h, 24h et 36h montrent la propagation du front froid. Les couches d'élastomère les plus froides sont celles en contact avec la structure d'acier et le front de froid avance verticalement. L'isolateur atteint la température souhaitée après environ 48h de simulation, quoique sur le plan pratique, 36h semblent suffisantes pour atteindre la température désirée en tout point.

4.1.1.4 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -15°C

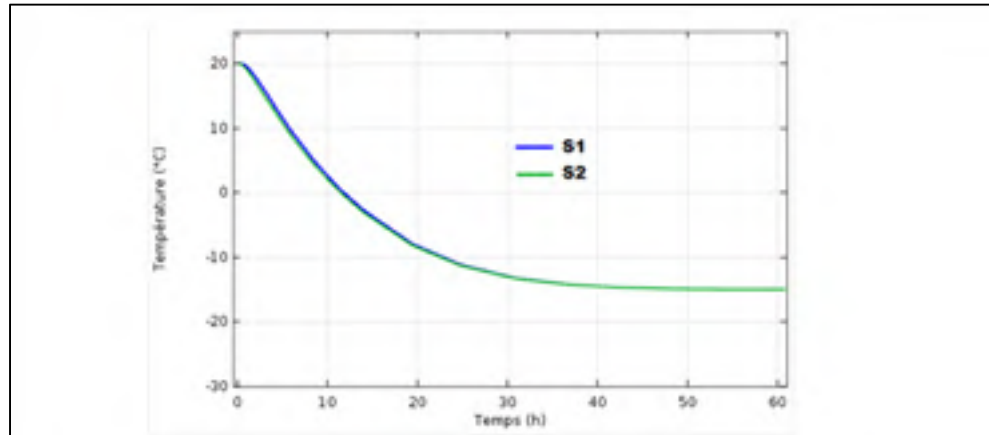


Figure 4.5 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$

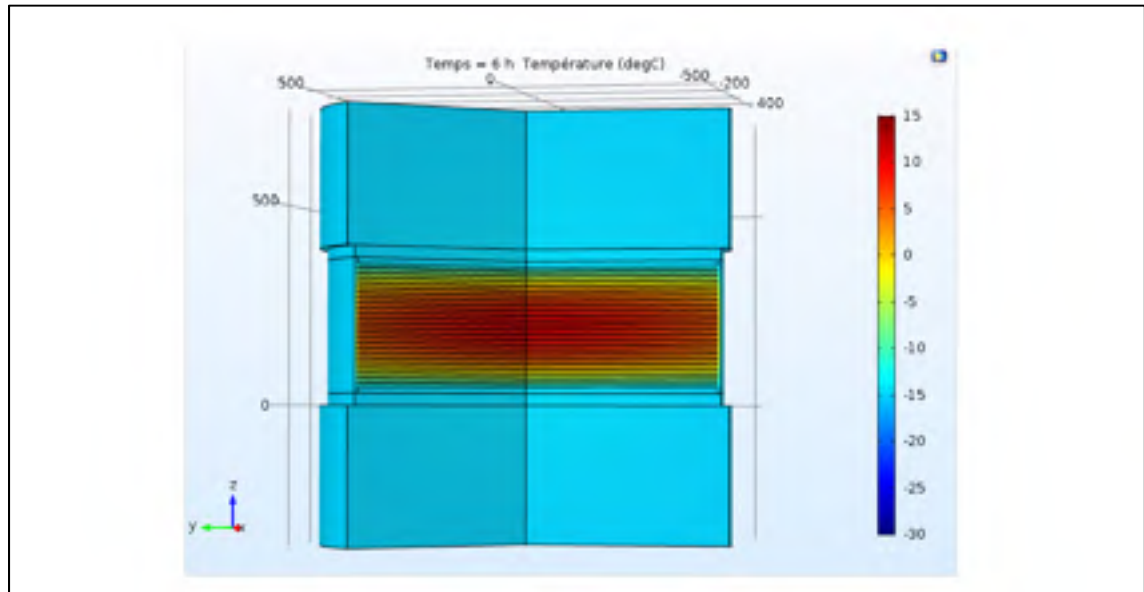


Figure 4.6 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

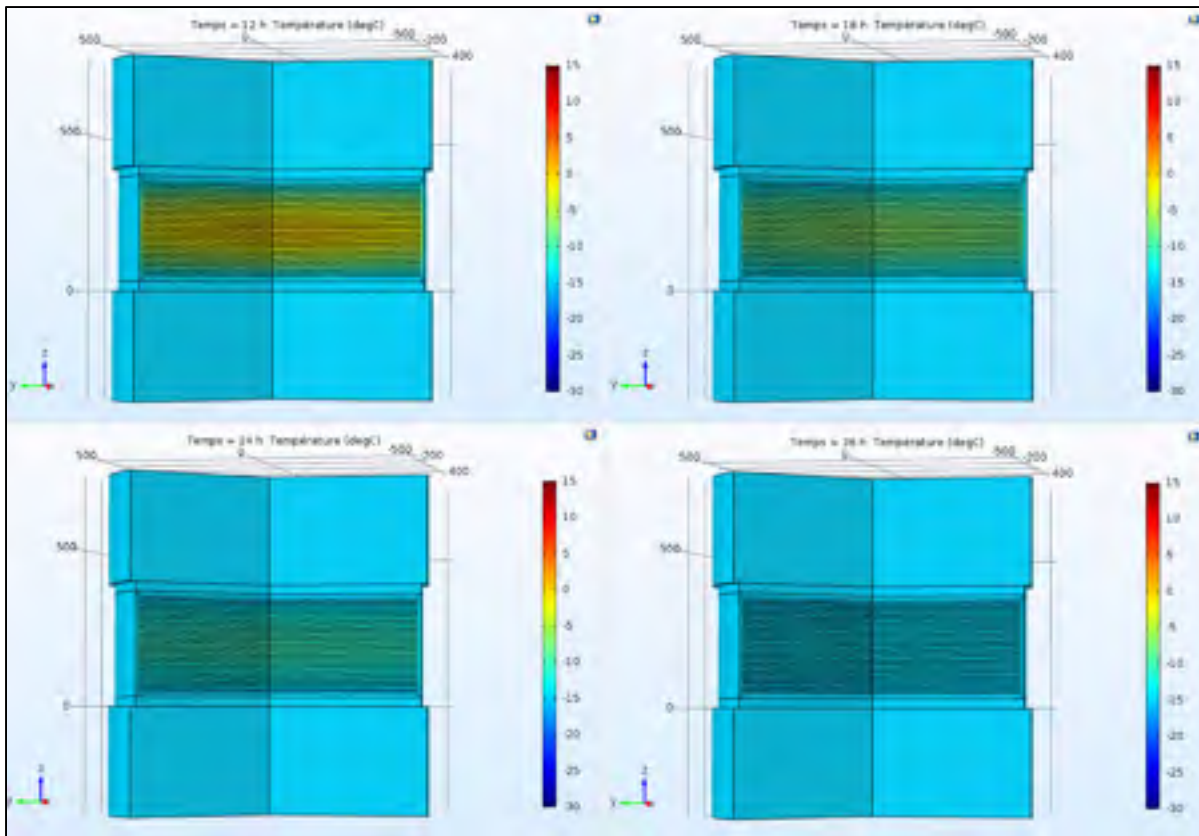


Figure 4.7 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -15°C , la température interne de l'isolateur baisse de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 48h d'essai. L'évolution de température à une allure identique à celle de la simulation précédente.

4.1.1.5 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -21°C

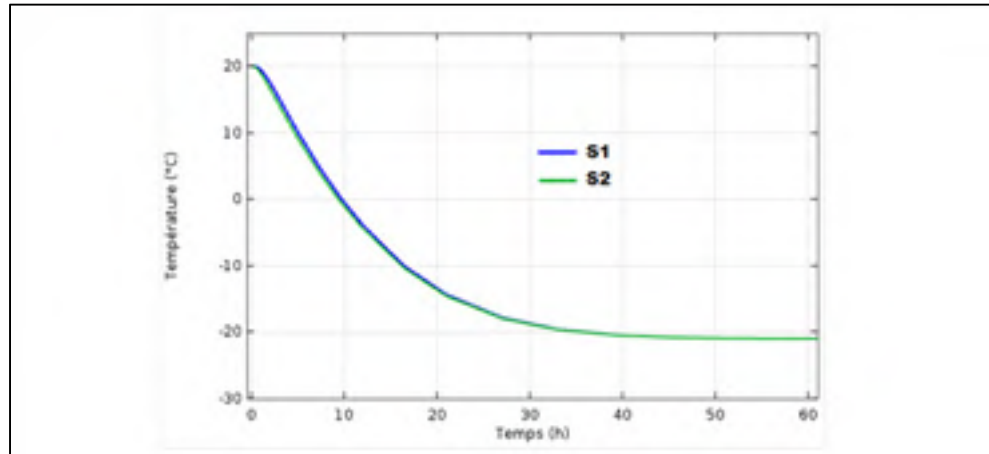


Figure 4.8 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$

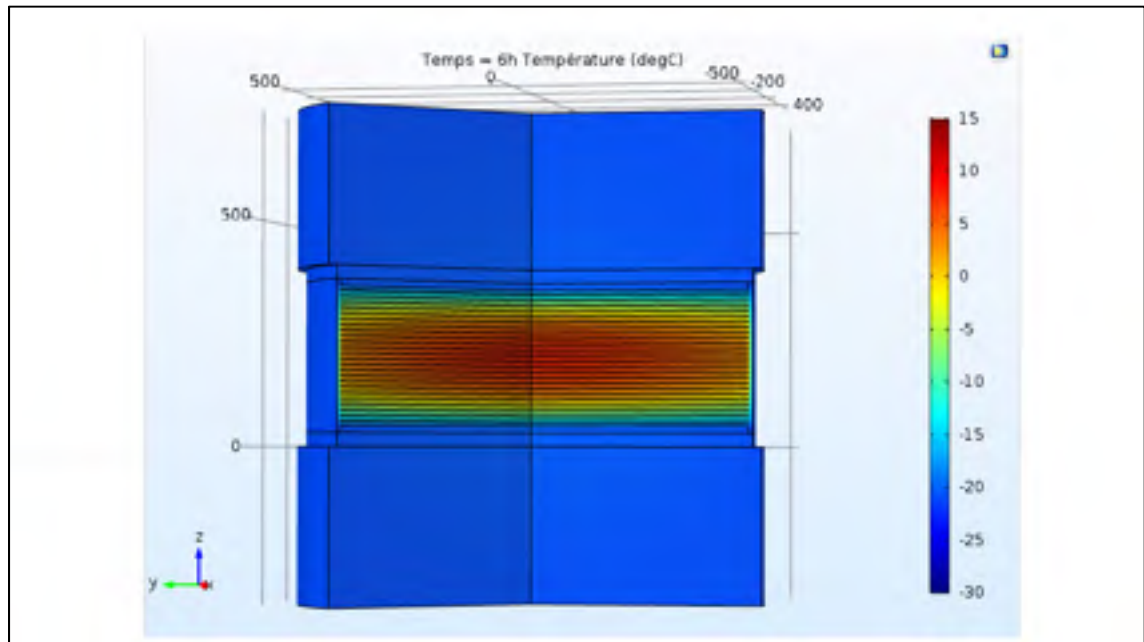


Figure 4.9 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

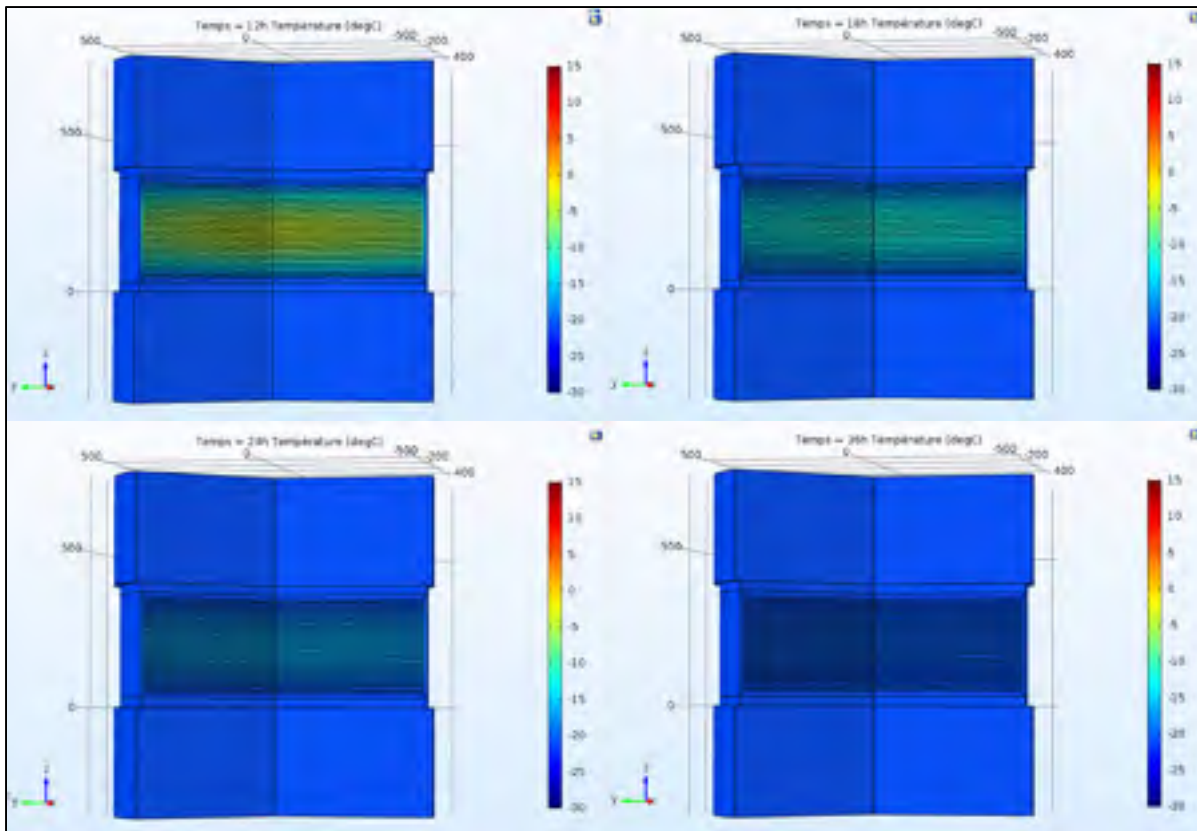


Figure 4.10 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -21°C , la température interne de l'isolateur baisse de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 48h d'essai. L'évolution de température à une allure identique à celles des simulations précédentes.

4.1.1.6 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -26°C

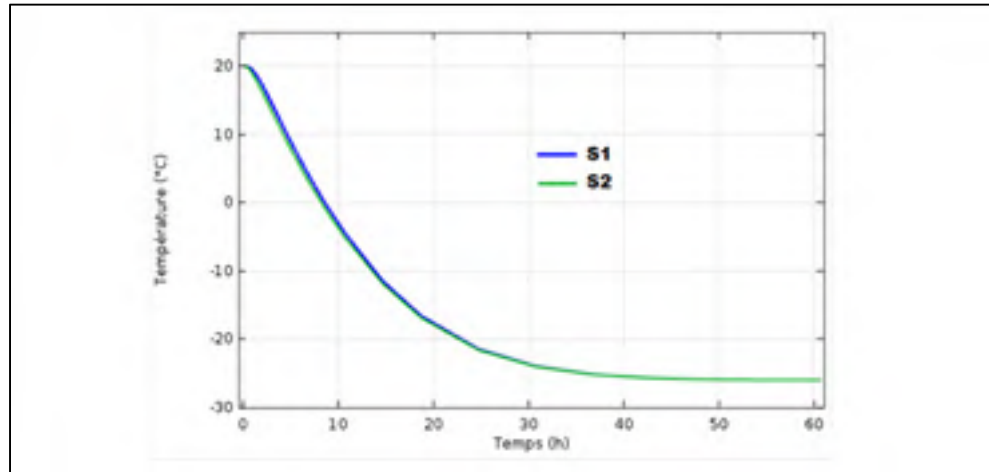


Figure 4.11 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (HRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$

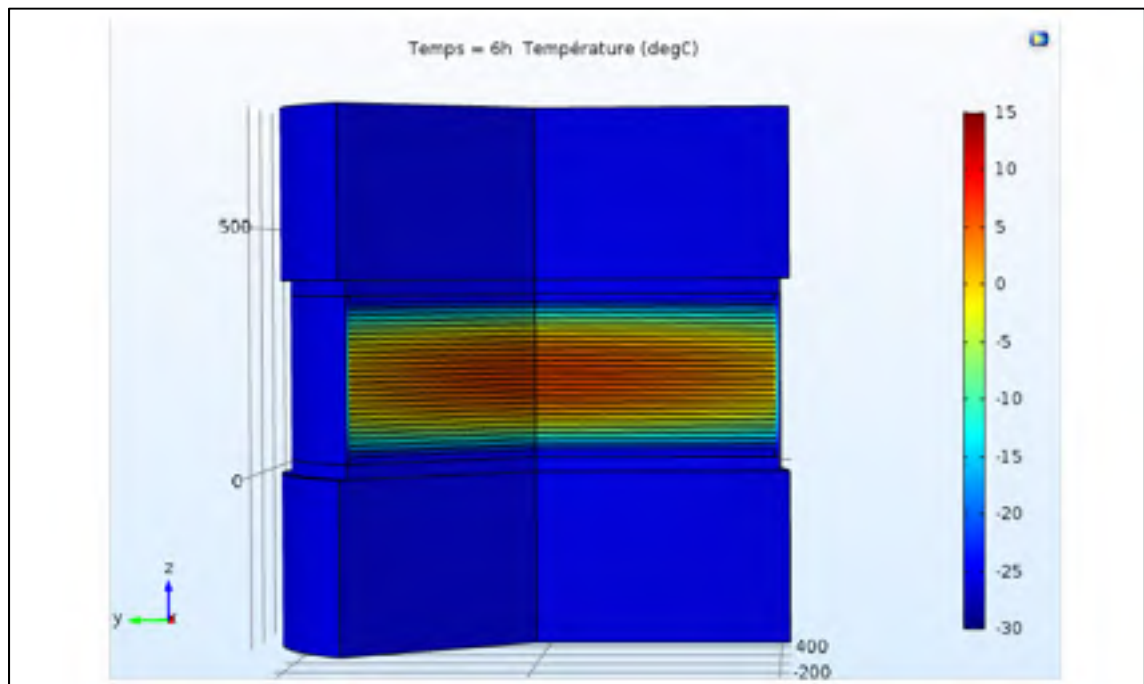


Figure 4.12 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

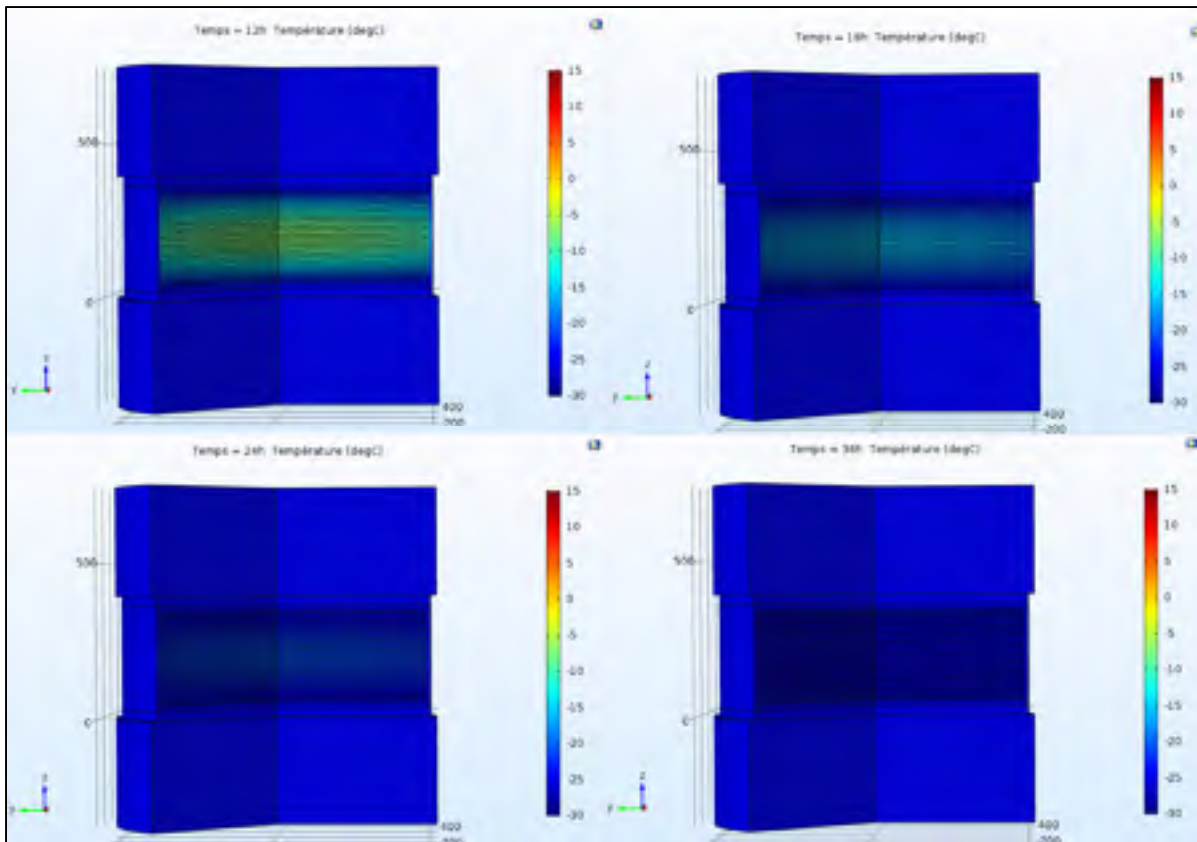


Figure 4.13 Température interne au sein de l'isolateur (HRB) pour $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -26°C , la température interne de l'isolateur baisse de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 48h d'essai. L'évolution de température à une allure identique à celles des simulations précédentes.

Il est intéressant de constater que dans tous les cas, la température en tout point au sein de l'isolateur est pratiquement stabilisée, à la température extérieure, au bout de 36h de conditionnement. Au-delà de ce temps de conditionnement, la température ne varie que très peu, notamment dans les parties internes.

4.1.2 Température interne pour un isolateur en élastomère avec noyau de plomb (LRB)

4.1.2.1 Géométrie

La géométrie et les dimensions de cet isolateur en élastomère freiné avec noyau de plomb (LRB) sont celles utilisées par Takaoka *et al.* (2008) et identiques à celles utilisées pour le HRB. L'ensemble des données nécessaires pour modéliser l'isolateur sont fournies dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3 Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	500 mm
Rayon du noyau de plomb, R_L	100 mm
Hauteur du noyau de plomb, h_L	333,2 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	8 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	25
Épaisseur totale de caoutchouc, t_{Rtot}	200 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	4,3 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	490 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	500 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	30 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	520 mm
Épaisseur de la structure en acier, t_{Sstru}	350 mm

4.1.2.2 Paramètres des simulations

Les simulations sont réalisées en 2D axisymétrique avec une température interne initiale de l'isolateur de 20°C et une température extérieure en conditions aux frontières successivement de -7°C, -15°C, -21°C et -26°C. Les deux sondes de température S1 et S2 se trouvent respectivement au centre de l'isolateur qui est également le centre du noyau de plomb (sur l'axe de révolution au milieu de la hauteur de l'isolateur) et entre le centre de l'isolateur et l'extérieur (à 2/5 du rayon de l'isolateur et toujours au milieu de sa hauteur). Les sondes se trouvent aux mêmes emplacements que pour l'étude précédente du LRB. Ces informations sont synthétisées dans la figure et le tableau ci-après.

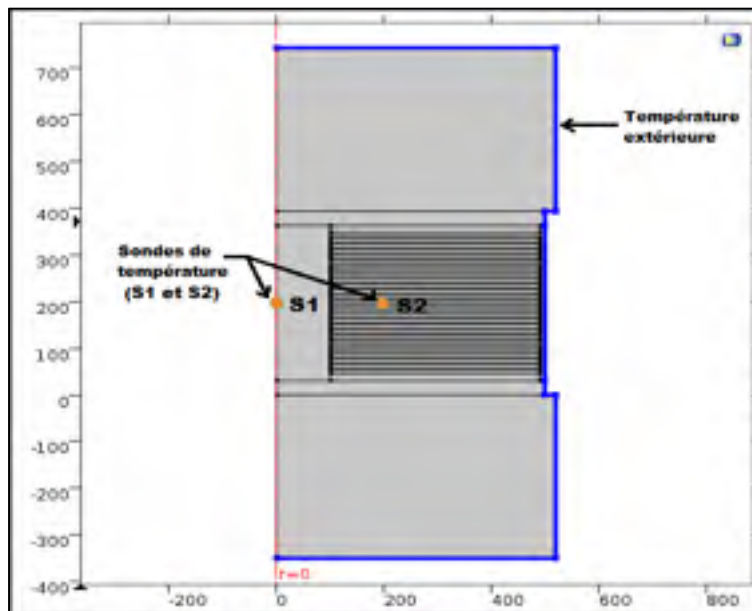


Figure 4.14 Paramètres de simulation pour l'analyse du LRB

Tableau 4.4 Données utilisées pour l'analyse du LRB

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	20°C
Températures extérieures, T_{ext}	-7°C, -15°C, -21°C et -26°C
Durée des essais, t_{essai}	36 h

4.1.2.3 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -7°C

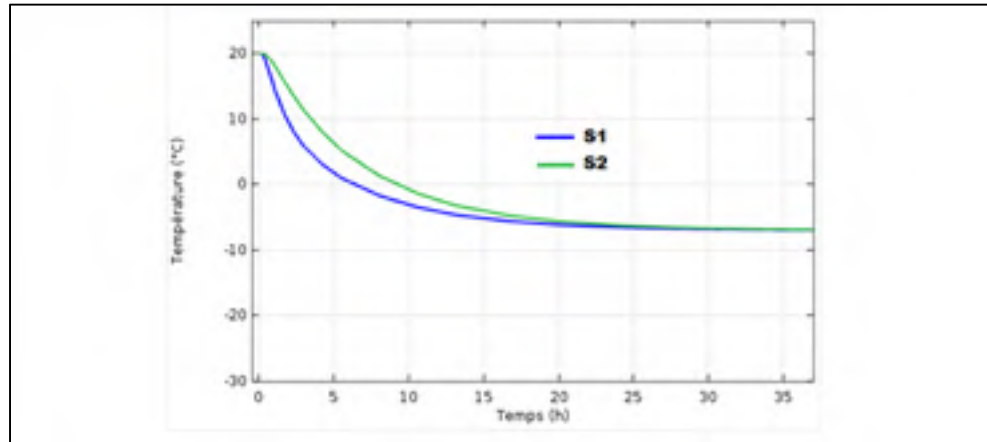


Figure 4.15 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -7^{\circ}\text{C}$

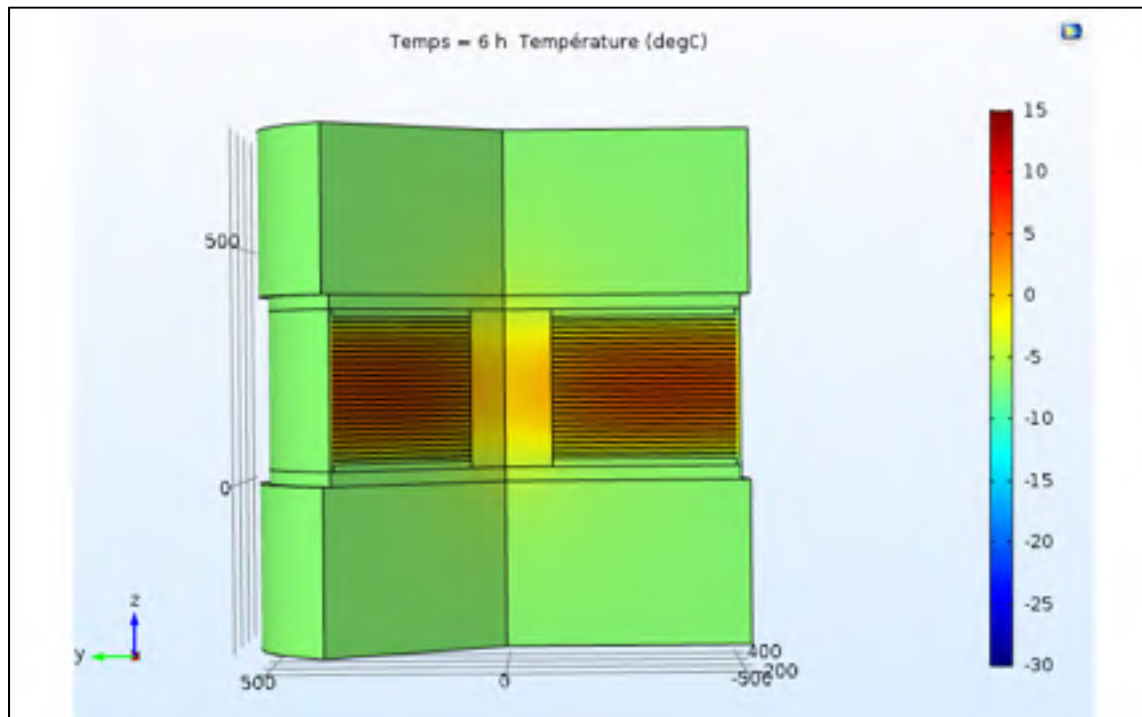


Figure 4.16 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -7^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

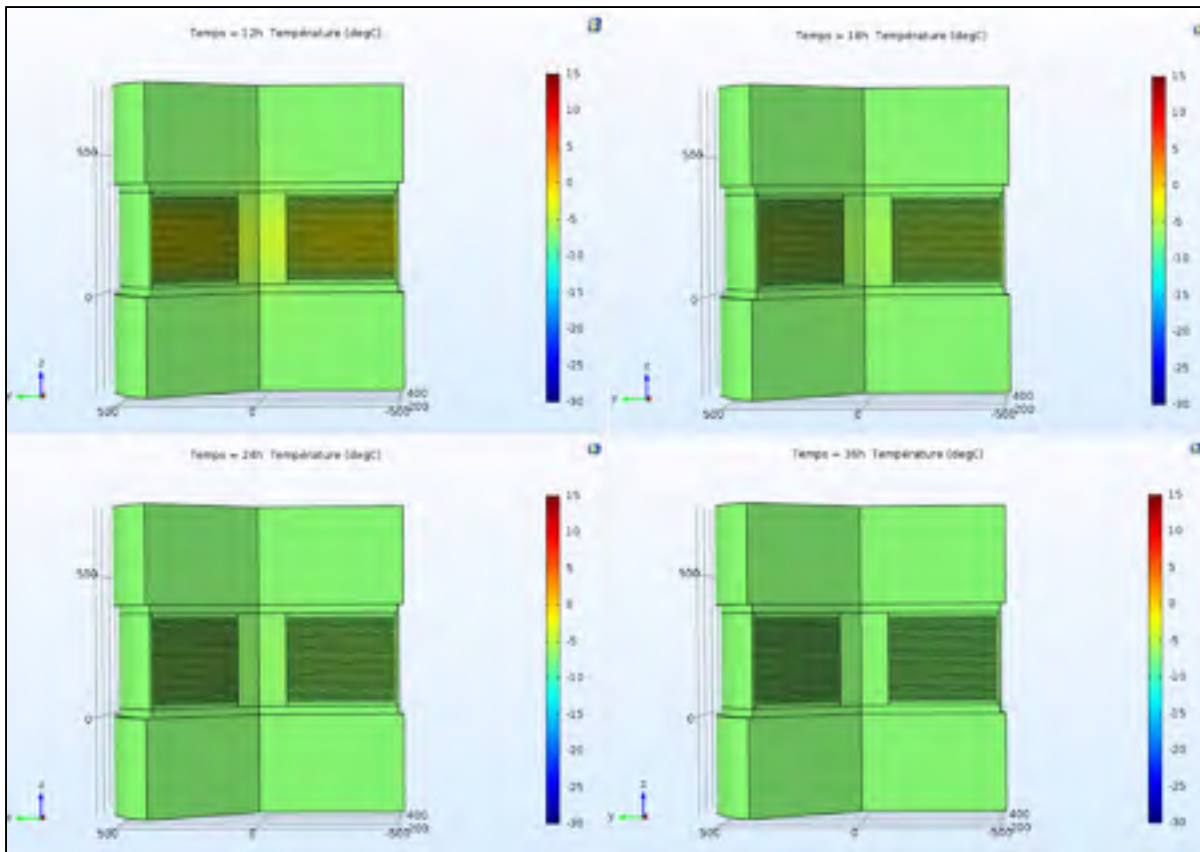


Figure 4.17 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -7°C , la température interne de l'isolateur ne baisse pas de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2. Le noyau en plomb refroidi plus rapidement que le composant en élastomère et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. Les figures à 12h, 18h, 24h et 36h montrent la propagation du front froid. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 24h de simulation.

4.1.2.4 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -15°C

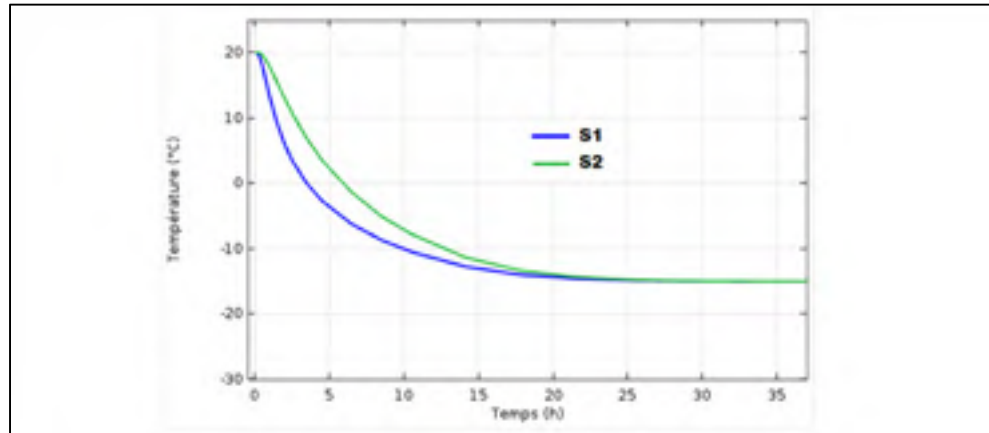


Figure 4.18 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$

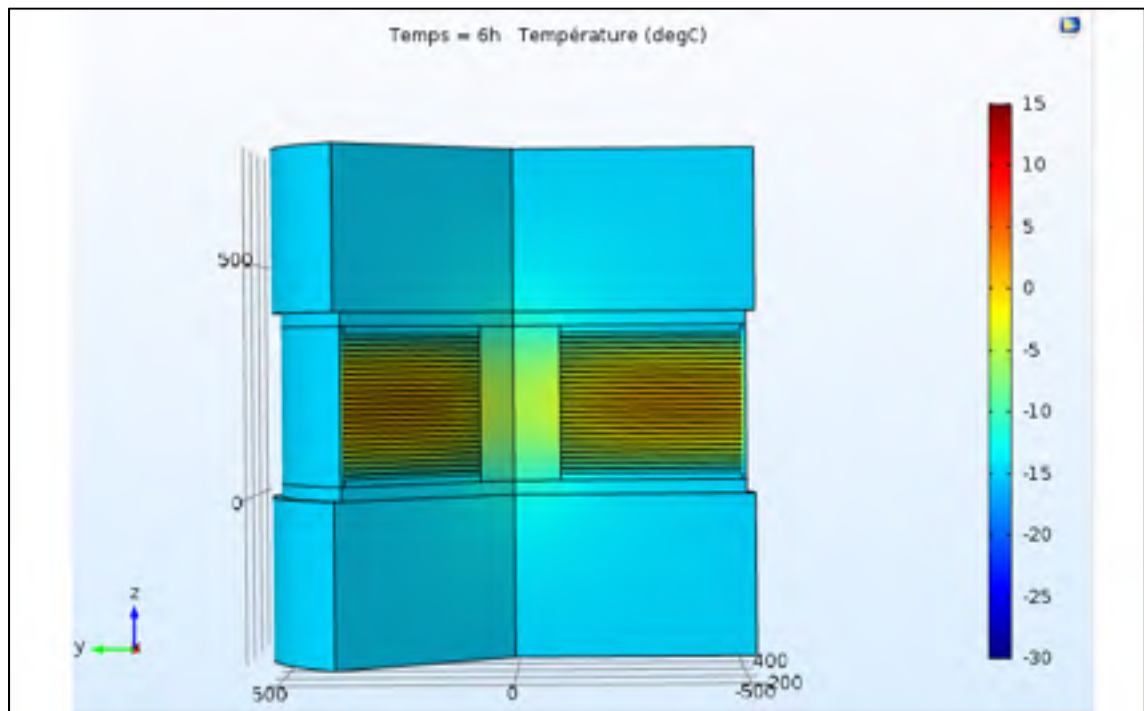


Figure 4.19 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

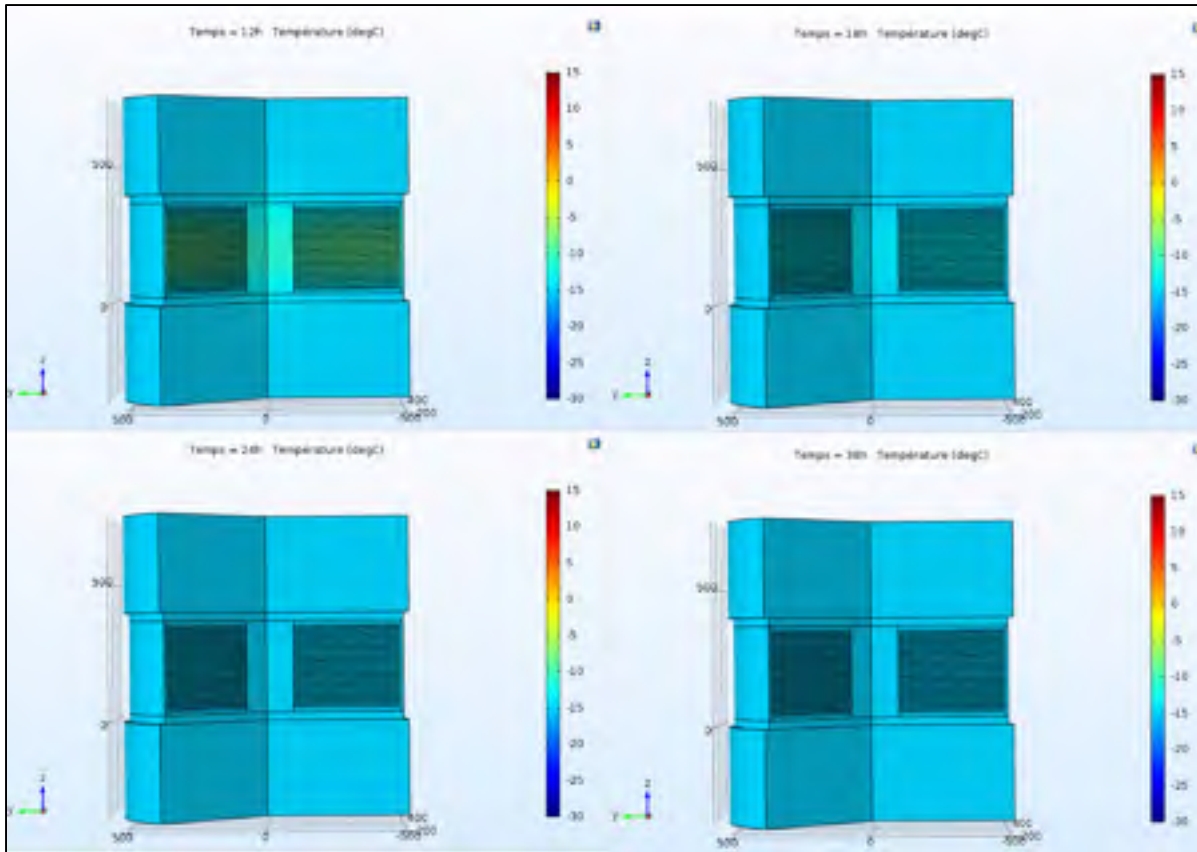


Figure 4.20 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -15^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -15°C , la température interne de l'isolateur ne baisse pas de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 24h de simulation. L'évolution de température à une allure identique à celles de la simulation précédente.

4.1.2.5 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -21°C

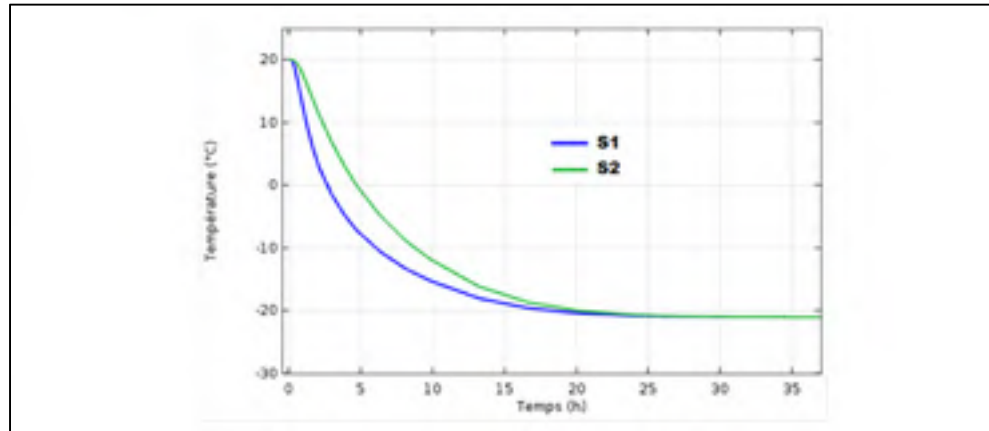


Figure 4.21 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$

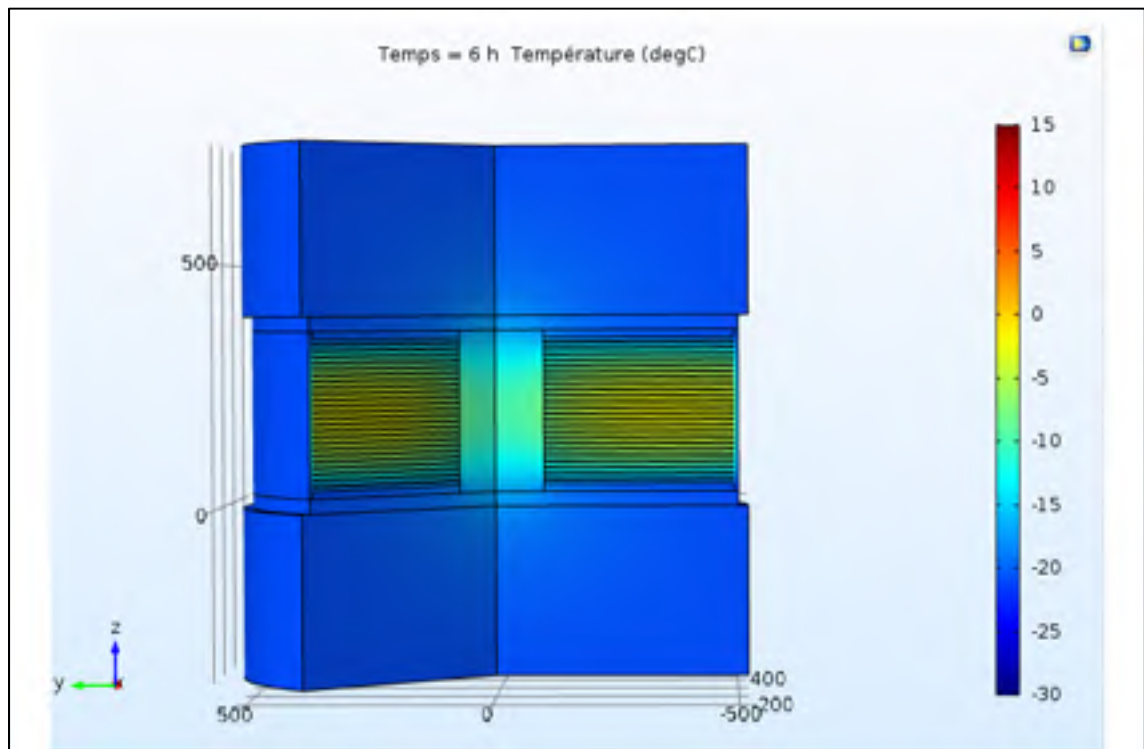


Figure 4.22 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 6\text{h}$

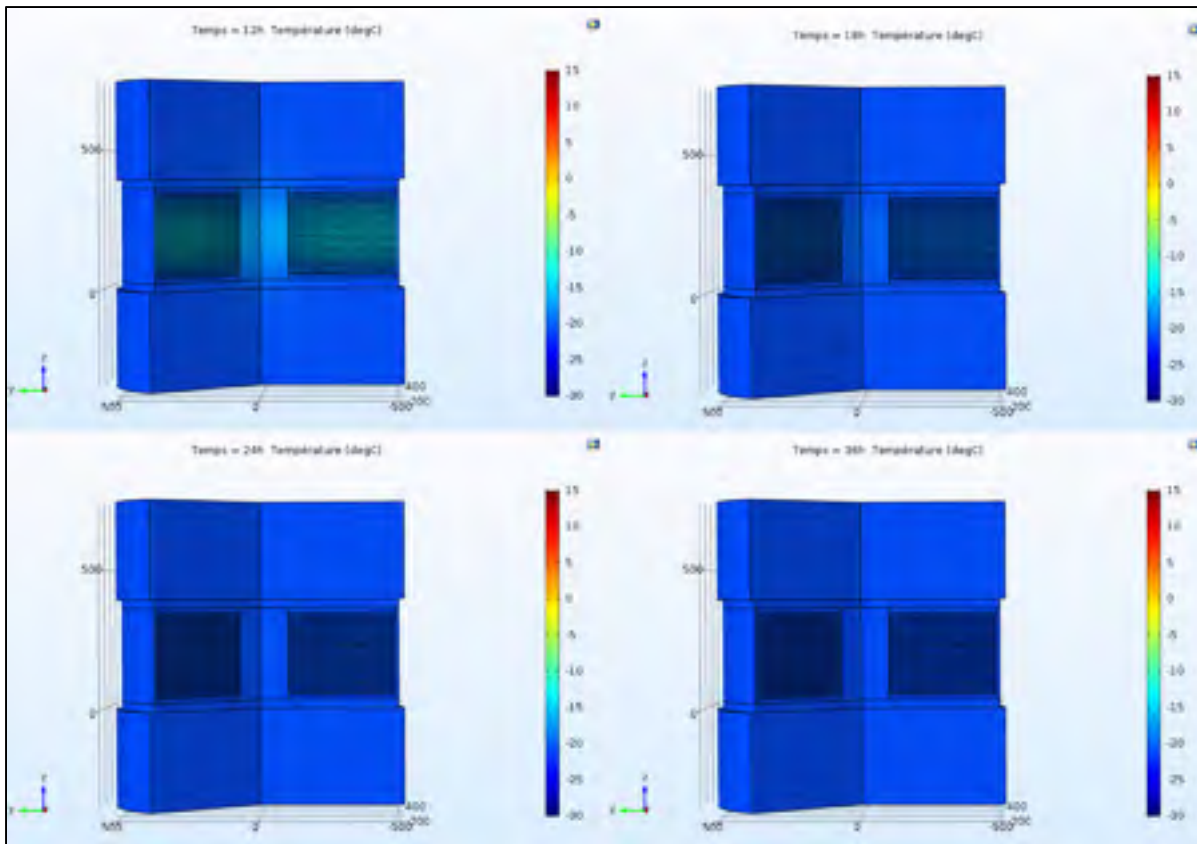


Figure 4.23 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -21^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -21°C , la température interne de l'isolateur ne baisse pas de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 24h d'essai. L'évolution de température à une allure identique à celles des simulations précédentes.

4.1.2.6 Évolution de la température interne de l'isolateur soumis à une température extérieure de -26°C

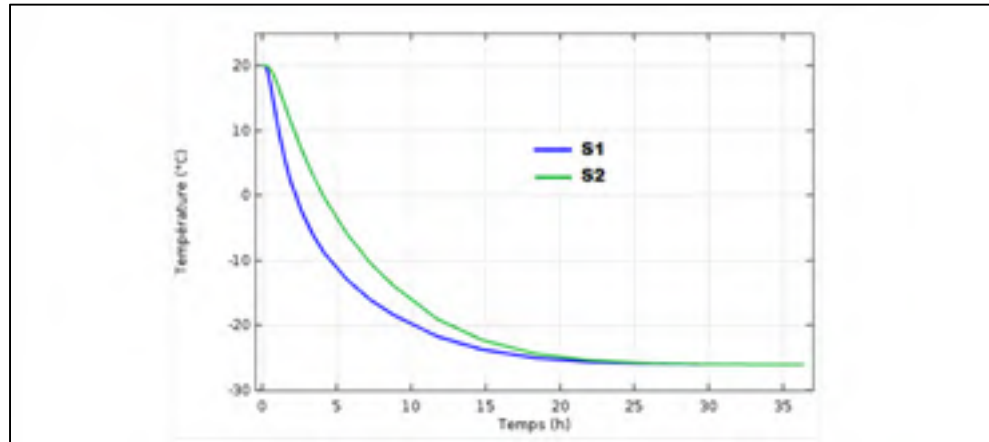


Figure 4.24 Évolution dans le temps des températures internes de l'isolateur (LRB), à l'endroit des deux sondes S1 et S2, pour une température de conditionnement, Text = -26°C

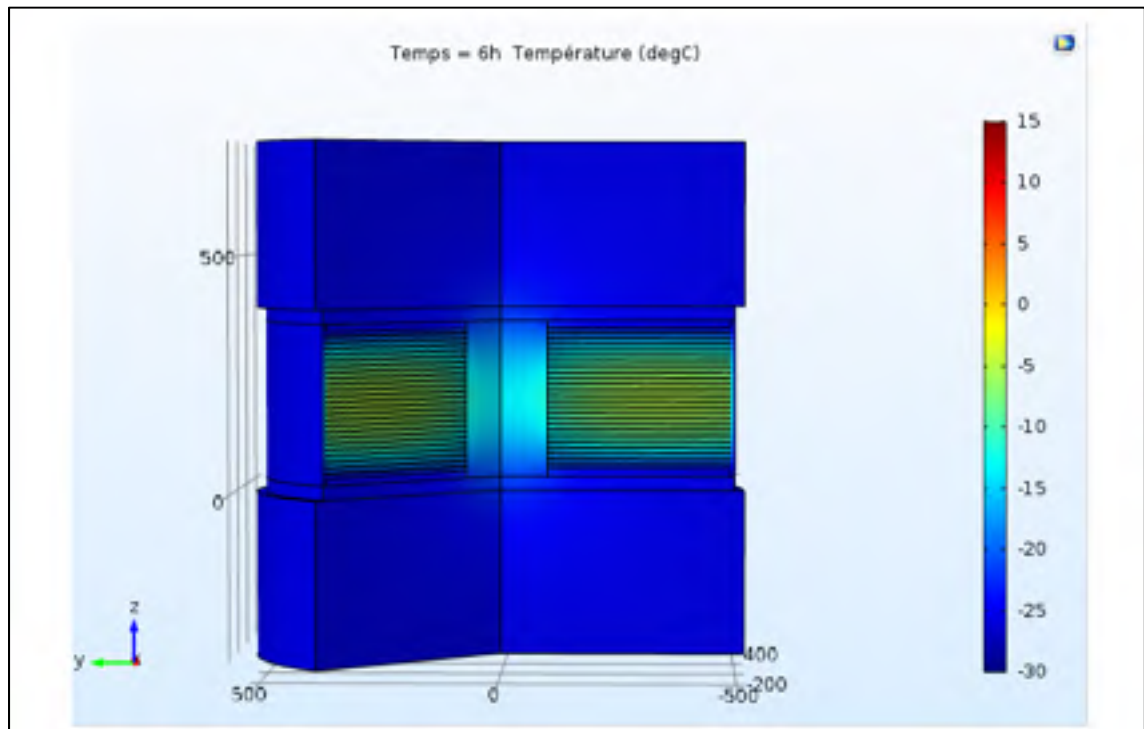


Figure 4.25 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour Text = -26°C à $t = 6\text{h}$

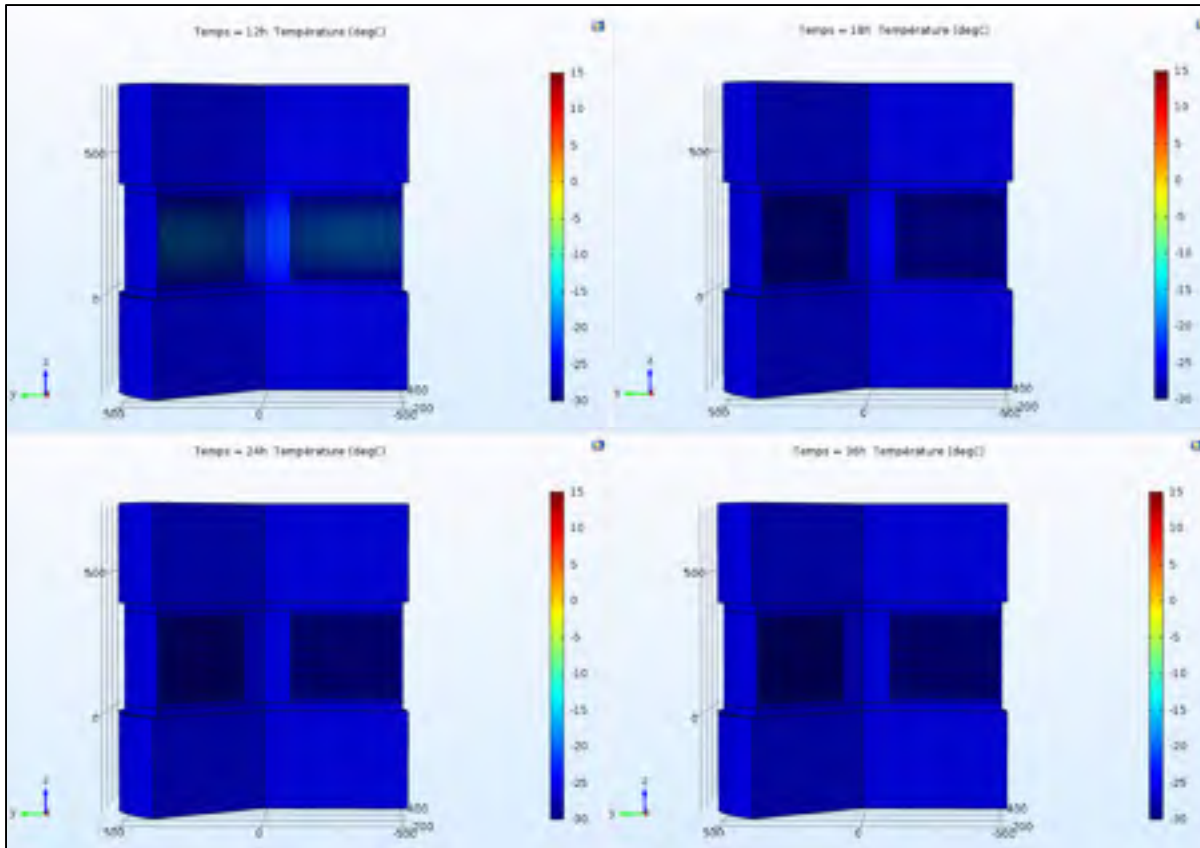


Figure 4.26 Température interne au sein de l'isolateur (LRB) pour $T_{ext} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 12\text{h}, 18\text{h}, 24\text{h}$ et 36h

Pour la simulation avec une température extérieure de -26°C , la température interne de l'isolateur ne baisse pas de manière similaire pour les deux sondes S1 et S2 et la température interne de l'isolateur au bout de 6h montre que l'ensemble de la structure en acier a atteint la température souhaitée. L'isolateur atteint la température souhaitée dans l'ensemble de sa structure après environ 24h d'essai. L'évolution de température à une allure identique à celles des simulations précédentes.

4.1.3 Interprétation des résultats

Le premier constat intéressant en observant ces résultats est la différence de comportement pour le refroidissement interne du LRB et du HRB. En effet la durée mise par ses deux types d'isolateurs (pour les dimensions choisies) pour que la température désirée en interne soit

atteinte et uniforme dans la totalité de l'isolateur est du simple au double. Il faut attendre environ 48h pour un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé de grandes dimensions. Il faut attendre environ 24h pour un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb de grandes dimensions. Aussi lors d'épisode de froid intense de courte durée, le comportement des isolateurs ne serait pas modifié. Il faut donc des basses températures affectant les isolateurs plusieurs jours de suite pour modifier de manière importante leurs comportements.

Le refroidissement interne des HRB se fait par gradients de température verticaux. Les plaques en acier atteignent rapidement (dans les premières heures) la température ciblée puis refroidissent l'isolateur à sa base et son sommet sur une plus grande surface que l'aire extérieure de l'isolateur. Ce comportement apparait sur les figures montrant la température interne de l'isolateur après 6h de conditionnement et se confirme par l'évolution de température pour les sondes S1 et S2. Ces sondes indiquent une température quasiment identique tout au long de l'essai. Celles-ci se trouvant à la même hauteur dans l'isolateur, mais la seconde étant plus éloignée du centre de l'isolateur cela prouve que le gradient de température vers le centre de l'isolateur est majoritairement axial et non radial. Les figures à 12h, 18h, 24h et 36h confirment une propagation verticale du front froid.

Le refroidissement interne des LRB est lui profondément différent. Les plaques en acier atteignent également rapidement (dans les premières heures) la température ciblée. Elles refroidissent alors l'isolateur à sa base et son sommet, mais refroidissent surtout le noyau de plomb qui possède tout comme l'acier une diffusivité thermique importante. Dès lors que les plaques d'acier et le noyau de plomb participent activement au refroidissement de l'isolateur, grâce à leurs diffusivités thermiques bien plus importantes que celle du caoutchouc, il reste un tore de section carrée composée d'élastomère fretté à refroidir. Celui-ci subit un refroidissement sur une surface très supérieure à celle de la surface extérieure de l'isolateur. Le refroidissement est donc bien plus rapide que sans noyau de plomb. Les figures montrant l'évolution de température pour les sondes S1 et S2 indiquent bien que le centre du noyau de plomb (et donc le centre de l'isolateur) est refroidi avec un décalage de plusieurs heures de sa

périphérie pourtant plus proche de l'air extérieur. Cela n'est pas forcément évident et si l'on désire s'assurer du refroidissement de l'isolateur. Il faut donc placer des sondes en plusieurs points et non uniquement en son centre. Les figures représentant la température interne de l'isolateur après 6h d'essai montrent des gradients de température quasiment elliptique sur les tranches. Cela s'explique par l'avancement du gradient de température à l'intérieur du noyau de plomb, qui lui, est horizontal. Il apparaît également que le refroidissement de l'élastomère est plus rapide au contact du noyau de plomb que de l'extérieur alors que le noyau de plomb est plus chaud. Ce phénomène qui peut s'avérer étrange est en fait simplement la conséquence du contact direct des cales acier avec le noyau de plomb au centre de l'isolateur. Elles sont en effet protégées par une couche d'élastomère à l'extérieur de l'isolateur. Le noyau de plomb refroidit donc les cales d'acier qui refroidissent à leurs tours l'élastomère sur une surface alors très importante.

Un second constat intéressant est que pour chaque température d'essai, le nombre d'heures et la courbe de refroidissement de l'isolateur sont pratiquement identiques. Ainsi pour procéder à des essais à basses températures il est uniquement nécessaire de connaître le comportement de refroidissement de l'isolateur testé.

4.2 Transfert de chaleur en 2D axisymétrique

Dans cette partie le réchauffement du noyau de plomb est étudié sur plusieurs modèles. Cette étude est réalisée en utilisant des modèles 2D axisymétrique. Elle s'intéresse au transfert de chaleur au sein des isolateurs dus au réchauffement du noyau de plomb. Le réchauffement du noyau de plomb est la conséquence de l'énergie dissipée au sein du noyau de plomb par les chargements cycliques que subit l'isolateur lors des essais. Dans sa thèse, Kalpakidis (2008) considère la chaleur générée au sein du noyau de plomb comme une propriété intrinsèque du matériau. Elle résulte alors directement de l'énergie dissipée par cycle et ne dépend que de la limite d'élasticité du plomb et du déplacement que l'isolateur subit. Pour cette étude les données nécessaires sont donc la géométrie et les dimensions des isolateurs testés, les

déplacements imposés aux isolateurs, la limite d'élasticité initiale et enfin les températures initiales.

Les deux premiers essais sont effectués afin de s'assurer que les résultats obtenus sont comparables et cohérents à ceux trouvés par Kalpakidis (2008). Une première simulation reprend un de ces essais à basse température : 4 cycles pour une température initiale de -26°C . Une seconde simulation reprend un essai à température ambiante comportant de nombreux cycles : 15 cycles pour une température initiale de 20°C . Le choix de ces deux essais permet de recouvrir l'ensemble des exemples de Kalpakidis (2008). Enfin deux isolateurs aux dimensions différentes sont simulés. La concordance entre les résultats par simulation et ceux de Kalpakidis (2008) permet de vérifier notre modélisation par éléments finis des essais.

La troisième simulation reprend le modèle de LRB de pleine grandeur étudié par Takaoka *et al.* (2008). Il permet de comparer le réchauffement du noyau de plomb enregistré avec celui obtenu par simulation par éléments finis. La concordance entre les résultats obtenus par simulation par éléments finis et ceux obtenus lors des essais par sondes thermiques permet cette fois de valider le modèle utilisé pour la chaleur générée au sein du noyau de plomb.

Enfin, les dernières simulations s'intéressent à l'impact des conditions d'essai en reprenant la première simulation à basse température effectuée, mais pour deux températures initiales de la structure en acier symbolisant la machine d'essai : d'abord -26°C puis 20°C et pour un nombre de cycles plus important. La comparaison entre les résultats de ces deux simulations permet de se représenter l'impact que peuvent avoir certaines conditions (ici le fait de refroidir ou non le banc d'essai) dans lesquels sont réalisés les essais sur les isolateurs en réalité.

4.2.1 Simulation à basse température : Exemple 4 de Kalpakidis

Cette simulation qui reprend l'exemple 4 de Kalpakidis (2008) est une simulation avec 4 cycles de chargement complet sur un isolateur. Les dimensions ainsi que les paramètres de simulation sont donnés dans les tableaux ci-dessous. La température initiale de cette simulation est de -26°C , c'est donc une simulation à basse température et la limite d'élasticité initiale du plomb est estimée à 10,9 MPa. L'isolateur subit des déplacements peu importants : la déformation est d'environ 45 % (déformation en cisaillement maximale, $\gamma = \pm 0.45$).

Tableau 4.5 Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 4 de Kalpakidis (2008)

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	190 mm
Rayon du noyau de plomb, R_L	35 mm
Hauteur du noyau de plomb, h_L	262 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	8,9 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	22
Épaisseur totale de caoutchouc, $t_{R\text{tot}}$	195,8 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	2 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	180 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	190 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	30 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	210 mm
Épaisseur de la structure en acier, T_{Sstru}	350 mm

Tableau 4.6 Données utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 4 de Kalpakidis (2008)

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	-26°C
Température extérieure, T_{ext}	-26°C
Amplitude de déplacement, u_0	113 mm
Période de déplacement, T_u	2,8 s
Nombre de cycles, n_C	4
Limite d'élasticité initiale du plomb, σ_{y10}	10,9 MPa

Les résultats de la figure 4.27, ci-après, montrent l'augmentation de la température du noyau de plomb obtenue au milieu de la hauteur du noyau de plomb et à $0.7 \cdot R_L$ par notre étude et par Kalpakidis (2008). Cela permet de prendre en compte la chaleur perdue par conduction dans l'élastomère fretté et de comparer les températures obtenues au même emplacement pour son étude analytique et son étude avec la méthode des éléments finis par Kalpakidis (2008). L'augmentation de la température du cœur de plomb lors de cet essai est de 33°C à la fin du 4^e cycle (11.2 s). L'augmentation de température obtenue dans l'exemple 4 par Kalpakidis (2008) est d'environ 30°C pour l'étude par éléments finis et d'environ 35°C pour les études analytiques. Le résultat obtenu par notre étude est donc assez proche de ceux obtenus par Kalpakidis (2008). De légères différences sont observées entre les résultats des deux études par éléments finis. Ces différences sont attribuées aux écarts au niveau de la modélisation notamment au fait que dans l'étude de Kalpakidis (2008) la partie en élastomère fretté est en effet simplifiée en un composite d'acier et d'élastomère. La fluctuation de l'élévation de température résulte de la modélisation de la chaleur générée. Celle-ci dépend en effet du chargement qui est sinusoïdal et associé à la conduction elle a donc cet aspect sinusoïdal. La modélisation de la chaleur générée étant la même pour Kalpakidis (2008), cette fluctuation devrait également être présente dans les résultats de Kalpakidis (2008). Il est possible que cela résulte des paramètres de génération de la chaleur générée. En effet si le pas de temps utilisé est grand alors on ne retrouve pas la génération de chaleur sinusoïdale.

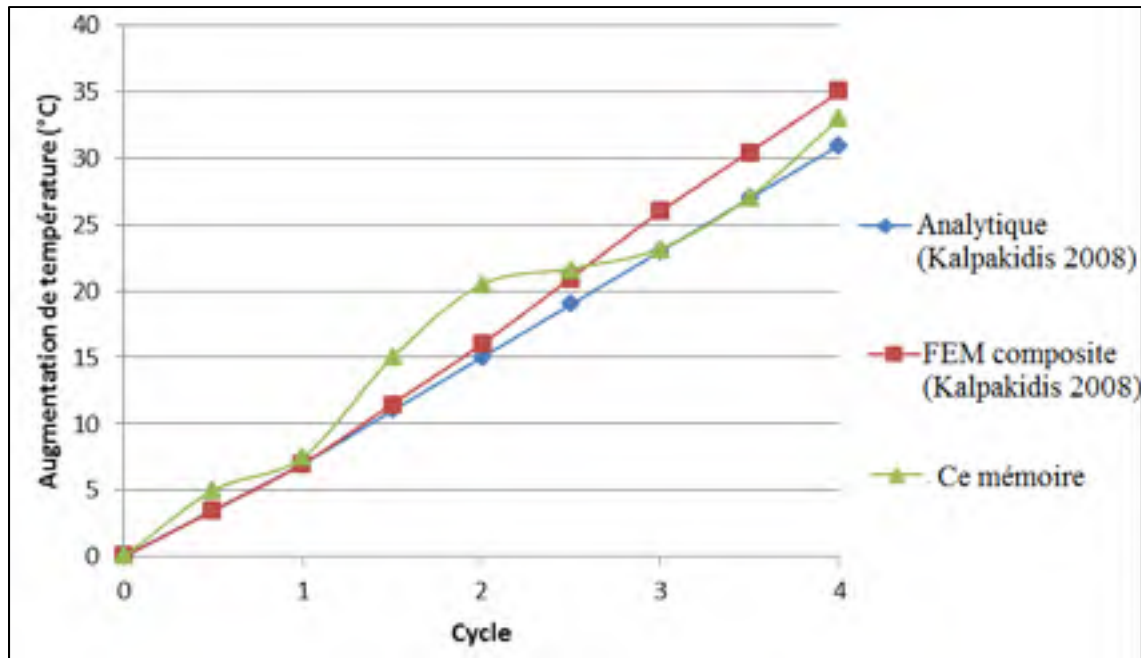


Figure 4.27 Augmentation de la température par cycle à $r=0.7R_L$ pour l'exemple 4 de Kalpakidis (2008)

Les figures 4.28 et 4.29 suivantes représentent la distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur (l'axe de rotation du modèle axisymétrique) obtenu à chaque cycle respectivement par notre étude et par Kalpakidis (2008). Ces résultats montrent notamment l'évolution de la température au niveau des interfaces entre le noyau de plomb et les plaques d'acier (de la base et du sommet de l'isolateur) et donc la chaleur transmise par conduction aux plaques d'acier (et perdue par le noyau de plomb). Ces deux figures permettent également de constater la répartition uniforme de la chaleur générée au cœur du noyau de plomb et de comparer ces températures pour des instants choisis : le milieu du 1^{er} cycle ainsi que la fin des 2^e, 3^e et 4^e cycles. Comme pour la figure précédente, les résultats obtenus sont comparables et similaires à ceux obtenus par Kalpakidis (2008) dans son exemple 4. On peut tout de même noter que la température obtenue par notre simulation pour le 2^e cycle est plus importante que celle obtenue par Kalpakidis (2008). Cette différence est attribuée à la fluctuation de la chaleur dissipée par hystérésis dans notre modèle et est bien visible sur la figure 4.27 précédente. Néanmoins, nous estimons que nos résultats sont tout à

fait cohérents avec ceux de Kalpakidis (2008) et par le fait même permettent de valider notre approche et modélisation.

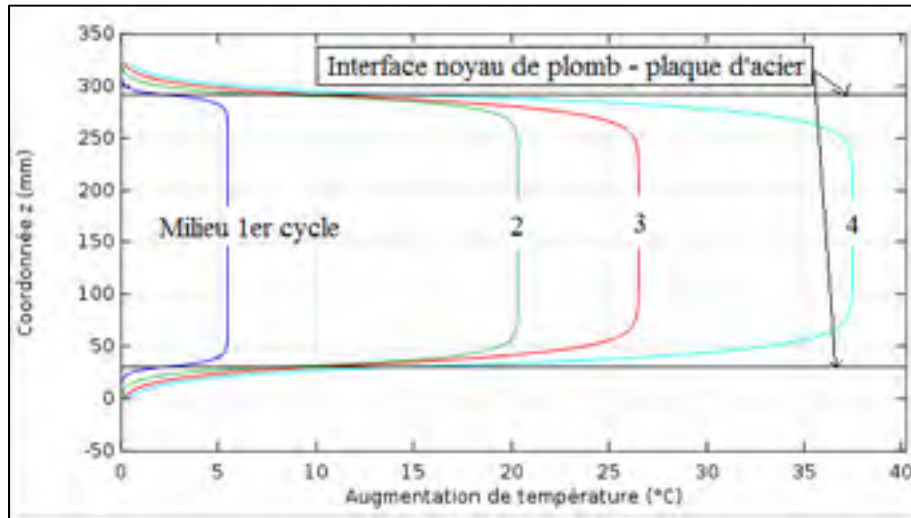


Figure 4.28 Distribution de l'augmentation de température verticale au centre de l'isolateur ($r=0$)

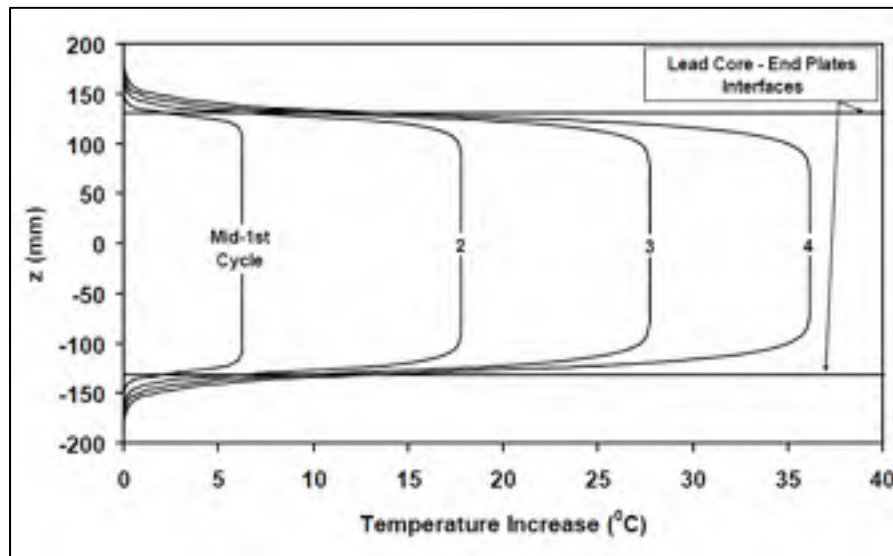


Figure 4.29 Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$) de l'exemple 4 de Kalpakidis
Tirée de Kalpakidis (2008)

4.2.2 Simulation à température ambiante : Exemple 1 de Kalpakidis

Cette simulation qui reprend l'exemple 1 de Kalpakidis (2008). Il s'agit d'une simulation de 15 cycles complets de chargement sur un isolateur LRB dont les dimensions sont supérieures à celles de la simulation précédente. Les dimensions ainsi que les paramètres de simulation sont donnés dans les tableaux 4.8 et 4.9. La température initiale de cette simulation est de 20°C. La limite d'élasticité initiale du plomb est estimée à 12,9 MPa. Elle est supérieure à celle de l'exemple 4 malgré une température plus élevée. De plus, l'isolateur subit des cycles de déplacements d'amplitude plus importante que pour l'exemple précédent. En effet, la déformation était d'environ 45% pour l'exemple 4 et elle est d'environ 90% pour cet exemple-ci, soit le double. Enfin, les chargements cycliques que subit l'isolateur ont une période de 2 s alors qu'elle était de 2,8 s pour l'exemple 4. Ceci a deux impacts ayant la même conséquence: une plus grande élévation de la température du noyau de plomb par cycle, mais également une durée réduite pour permettre la conduction de la chaleur générée dans le reste de l'isolateur. L'élévation de la température du noyau de plomb doit donc être plus importante pour cet essai. Le nombre de cycles plus important auquel l'isolateur est soumis doit permettre de voir le ralentissement de l'élévation de température au cours de la simulation, conséquence de la baisse de la limite d'élasticité du plomb.

Tableau 4.7 Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 1 de Kalpakidis (2008)

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	462 mm
Rayon du noyau de plomb, R_L	89 mm
Hauteur du noyau de plomb, h_L	327 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	9 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	25
Épaisseur totale de caoutchouc, t_{Rtot}	225 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	3 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	452 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	500 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	30 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	520 mm
Épaisseur de la structure en acier, T_{Sstru}	350 mm

Tableau 4.8 Données utilisées pour l'analyse du LRB de l'exemple 1 de Kalpakidis (2008)

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	20°C
Température extérieure, T_{ext}	20°C
Amplitude de déplacement, u_0	305 mm
Période de déplacement, T_u	2,0 s
Nombre de cycles, n_C	15
Limite d'élasticité initiale du plomb, σ_{y10}	12,9 MPa

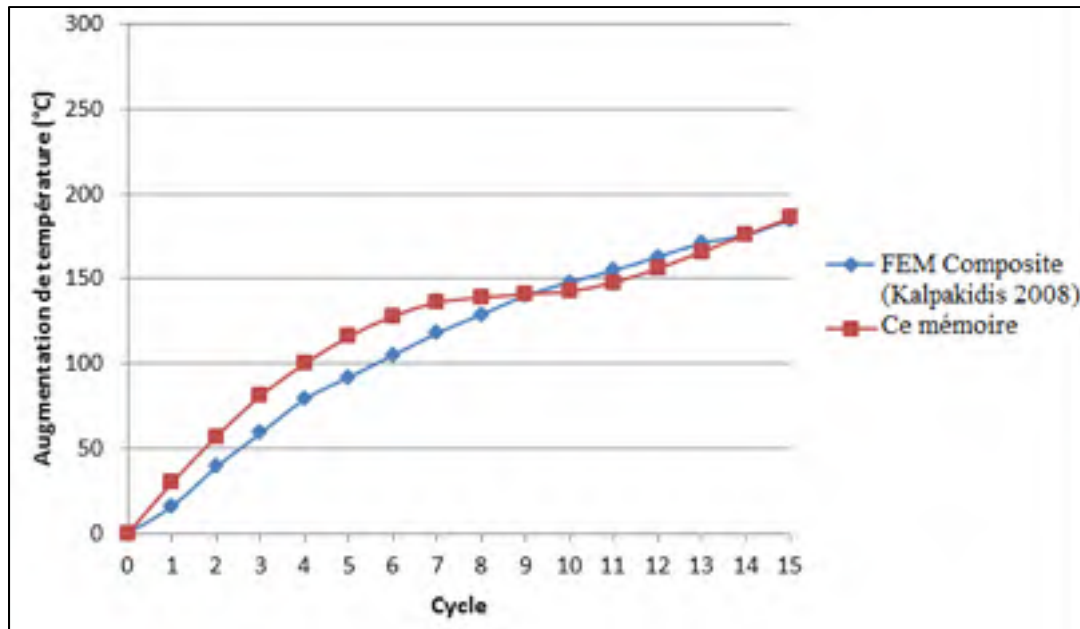


Figure 4.30 Augmentation de température par cycle à $0.7R_L$ pour l'exemple 1 de Kalpakidis (2008)

La figure 4.30 montre l'augmentation de la température du noyau en plomb obtenue par notre simulation (courbe auteur) superposée à celle du modèle FEM Composite de Kalpakidis (2008). L'évolution de température est prise à $0.7xR_L$, c'est-à-dire au même emplacement que pour l'exemple 4 de Kalpakidis (2008) présenté plus haut en respectant les proportions de cet isolateur-ci. L'augmentation de la température du cœur de plomb lors de cette simulation est de 187°C à la fin du 15^e cycle (30 s). La température obtenue dans l'exemple 1 est d'environ 185°C pour l'étude par éléments finis avec le composite d'élastomère et d'acier du modèle de Kalpakidis (2008). Tout comme pour l'essai précédent, le résultat est bien de l'ordre de grandeur attendu (voir figure 4.30). On retrouve la différence entre la chaleur générée par Kalpakidis (2008) qui est linéaire et la nôtre qui est fluctuante. Cela semble résulter de la modélisation mais les résultats sont proches et le modèle est donc cohérent. Lors des premiers cycles, la chaleur générée est d'environ 20°C par cycle ce qui correspond parfaitement à ce qui est attendu pour ce type d'isolateur soumis à de tels chargements (Constantinou *et al.*, 2007). On constate qu'après 4 cycles, l'élévation de température a atteint 100°C et qu'à la fin du chargement, soit pour les 11 cycles suivants, elle n'augmente que de 85°C . Cet essai confirme que le réchauffement du noyau de plomb est important lors

des premiers cycles puis tend à ralentir et se stabiliser. C'est une conséquence d'un équilibre entre la diminution de la chaleur générée et la conduction dans le reste de l'isolateur.

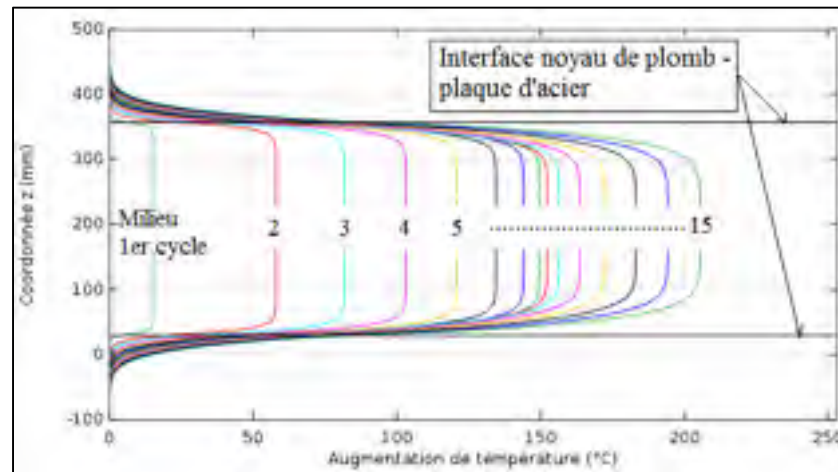


Figure 4.31 Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$)

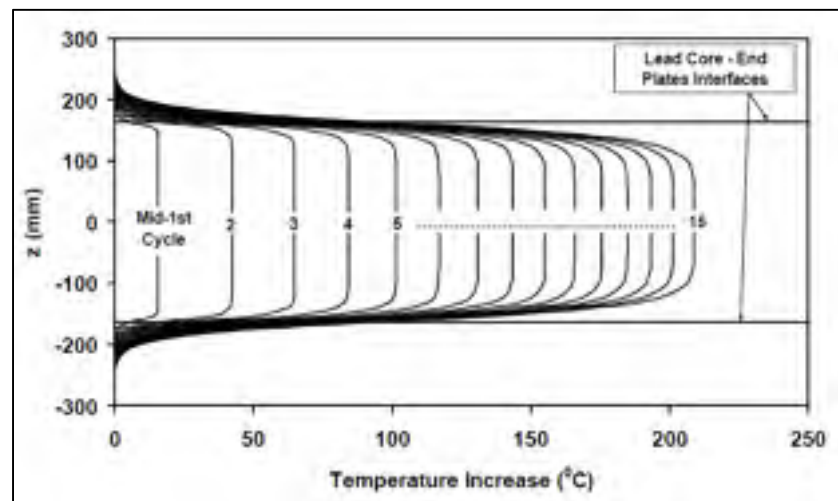


Figure 4.32 Distribution verticale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur ($r=0$) de l'exemple 1 de Kalpakidis
Tirée de Kalpakidis (2008)

Les figures 4.31 et 4.32 représentent la distribution verticale le long de l'axe central de l'appui de la température par cycle. Elles permettent de visualiser la conduction qui a lieu

entre le noyau de plomb et les plaques d'acier qui le confinent à ses extrémités. Les courbes obtenues ont les mêmes allures et le même ordre de grandeur que celles de l'exemple 1 ce qui nous conforte quant à la validité de la modélisation adoptée.

La figure 4.33 permet de visualiser la distribution de la température interne à la fin de l'essai. Les gradients de température sont perpendiculaires aux parois de l'isolateur ce qui est parfaitement cohérent avec les conditions frontière. Les plaques d'acier qui constituent le chemin privilégié de diffusion de chaleur à partir du noyau de plomb ont commencé à se réchauffer de manière importante au niveau du contact avec le noyau de plomb. Au contraire, l'interface en élastomère fretté n'a subi un réchauffement surfacique très faible, conséquence de sa faible diffusivité thermique.

Ces résultats combinés à ceux de l'essai précédent permettent de rassurer sur la validité de la modélisation des isolateurs pour les essais de transfert de chaleur par éléments finis en 2D axisymétrique. Cependant, le modèle utilisé pour la source de chaleur issue de l'énergie dissipée étant le même que celui utilisé par Kalpakidis (2008), il est nécessaire de s'assurer de la validité de ce modèle en le comparant à des essais issus de la littérature. Les exemples de Kalpakidis (2008) sont confrontés à des études analytiques qui démontrent la validité de notre modélisation. La simulation d'un essai en utilisant le modèle de Takaoka *et al.* (2008) pour le LRB de pleine grandeur est présenté dans ce qui suit.

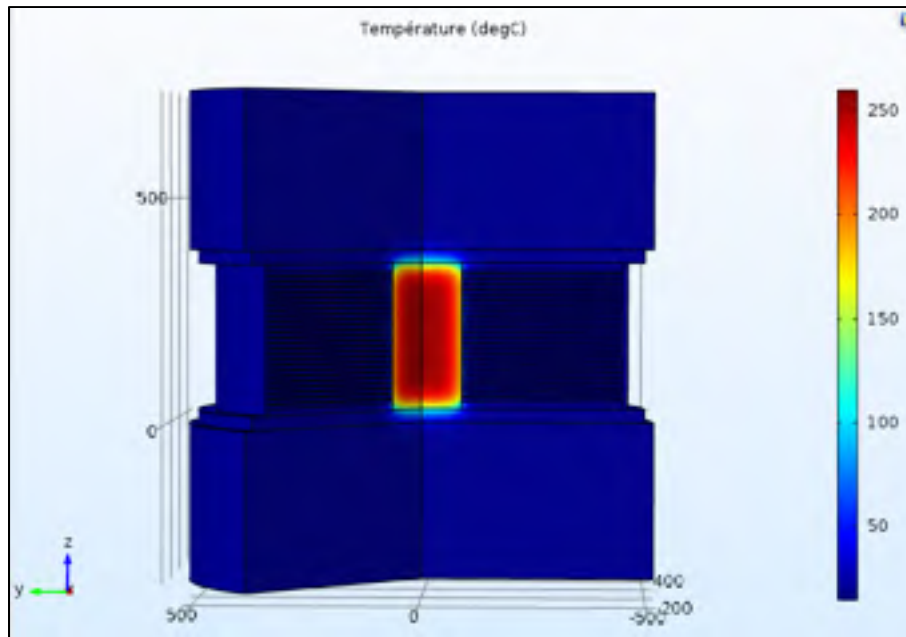


Figure 4.33 Température de l'isolateur (LRB) due au réchauffement du noyau de plomb la fin de la simulation $t = 30s$ (15° cycle)

4.2.3 Simulation à partir du modèle de Takaoka : validation du modèle

Cette simulation reprend l'exemple du LRB de pleine grandeur de Takaoka *et al.* (2008). C'est une simulation de 20 cycles de chargement complets sur un isolateur LRB. Les dimensions ainsi que l'emplacement des sondes thermiques utilisées sont disponibles et donnés dans la figure et le tableau ci-après. Le chargement cyclique que subit l'isolateur est également détaillé. En revanche, dans Takaoka *et al.* (2008), il n'y a pas d'information concernant la température à laquelle se déroule cet essai ou la limite d'élasticité du plomb. Ces deux paramètres manquants, nécessaires pour définir les conditions d'essai, sont donc à estimer.

Pour la température initiale de l'isolateur, les différentes sondes thermiques permettent de l'estimer assez facilement. En effet, les nombreuses sondes placées sur l'isolateur sont visibles sur la figure 4.34 détaillant leurs positions. Certaines se trouvent dans les plaques d'acier éloignées du noyau de plomb et les résultats des essais précédents ont montré que cette partie ne subissait que très peu de réchauffement. Ainsi la sonde MT1 semble

suffisamment éloignée du noyau de plomb pour que sa température reste fixe au cours de l'essai, soit à la température initiale de l'isolateur. En se basant sur la figure 4.36 représentant l'évolution de la température au cours de l'essai, il est visible que la température au niveau de cette sonde ne semble pas varier durant tout l'essai. La température initiale de l'isolateur estimée à l'aide de cette figure est donc de 13°C.

Pour la limite d'élasticité en revanche l'estimation est moins aisée. La méthode choisie a été d'estimer la limite d'élasticité comme le rapport de la force caractéristique de l'isolateur et de la section du noyau de plomb. En se servant de la figure 4.35, donnant la relation force-déplacement de l'isolateur au cours de l'essai, la force caractéristique initiale est estimée ce qui permet de déterminer la limite d'élasticité. La limite d'élasticité initiale du noyau de plomb est ainsi estimée à 12 MPa. Cette méthode d'estimation n'est pas très précise, mais fournit une valeur qui doit être assez proche de la valeur réelle. Finalement, la valeur estimée nous parait tout à fait est logique et cohérente avec celles utilisées pour les essais précédents.

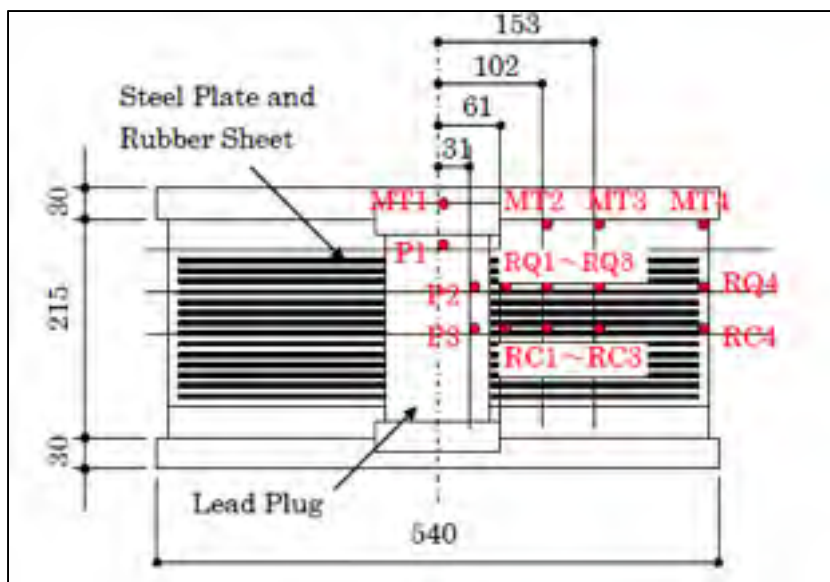


Figure 4.34 Géométrie du spécimen de LRB avec emplacement des sondes de température de Takaoka à l'échelle $\frac{1}{2}$
Tirée de Takaoka *et al.* (2008)

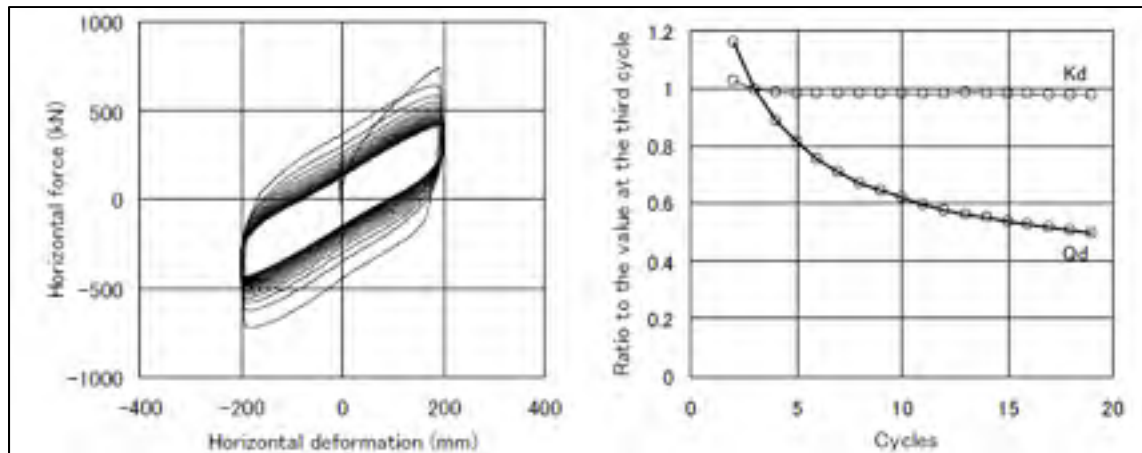


Figure 4.35 Relation force - déplacement et évolution de Kd et Qd à chaque cycle pour le LRB de pleine grandeur de Takaoka
Tirée de Takaoka *et al.* (2008)

Tableau 4.9 Données utilisées pour l'analyse du LRB

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	13°C
Température extérieure, T_{ext}	13°C
Amplitude de déplacement, u_0	200 mm
Période de déplacement, T_u	3,0 s
Nombre de cycles, n_C	20
Limite d'élasticité initiale du plomb, σ_{y10}	12 MPa

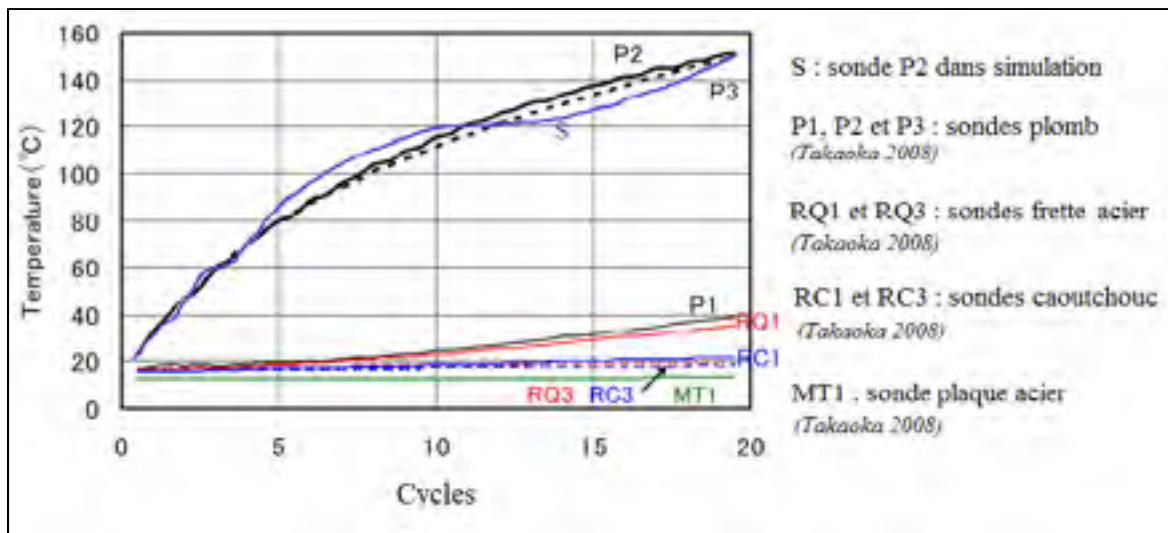


Figure 4.36 Évolution de la température d'un spécimen grandeur nature de LRB
Adaptée de Takaoka *et al.* (2008)

Le résultat de la sonde S (figure 4.36) représentant l'augmentation de la température du cœur de plomb est obtenue en plaçant une sonde à l'emplacement P3, défini par Takaoka *et al.* (2008). Cette sonde est approximativement au même emplacement que pour les deux simulations précédentes en respectant les proportions de cet isolateur. En comparant les résultats obtenus par notre étude à ceux obtenus par Takaoka *et al.* (2008) pour la sonde P3, nous constatons que l'évolution de la température est très similaire (à quelques degrés près). Par exemple, après 10 cycles (30 s), la température du cœur du noyau de plomb atteint 115°C selon l'étude de Takaoka *et al.* (2008) versus une température de 116°C obtenu dans notre étude. La température du cœur du noyau de plomb obtenu dans les deux études à l'emplacement de la sondes P2 et P3 atteint 150°C à la fin du 20^e cycle (60 s) (figure 4.36). La température obtenue pour la sonde S est également de 150°C. Ainsi, nos résultats sont tout à fait comparables à ceux obtenus par Takaoka *et al.* (2008) confirmant du coup la validité de nos hypothèses (température initiale, propriétés des matériaux, génération de chaleur), de notre modélisation /discrétisation ainsi que les conditions frontière imposées et la résolution des équations différentielles.

La courbe d'évolution (sonde S) de la température du noyau de plomb peut paraître surprenante, mais elle résulte de l'impact de plusieurs paramètres. Tout d'abord, l'énergie dissipée à l'intérieur du noyau de plomb se transforme en chaleur durant l'essai. Cependant le chargement est cyclique et la vitesse de déplacement n'est pas constante, la chaleur n'est donc pas générée à une vitesse constante dans le noyau de plomb. De plus, un transfert thermique par conduction a lieu entre le noyau de plomb et le reste de l'isolateur. Ainsi lorsque la chaleur générée est faible, le transfert de chaleur refroidit le noyau de plomb à proximité des zones d'interface, ce qui diminue fortement l'élévation de température de cette zone (où se trouve la sonde). Enfin, la limite d'élasticité du noyau de plomb est liée à la température. En conséquence, celle-ci fluctue régulièrement. Tous ces éléments réunis expliquent les raisons pour lesquelles la courbe d'élévation de température n'est pas lisse, mais fluctue durant l'essai.

L'ensemble des résultats : évolution de la température du noyau de plomb au cours de la simulation, distribution verticale de température au centre de l'isolateur et température interne de l'isolateur à la fin de l'essai sont proches et de même allure que ceux de l'exemple 1 de Kalpakidis (2008) dont les paramètres de simulation sont relativement similaires. Cette simulation permet à la fois de valider la source de chaleur et la loi d'évolution de la limite élastique du plomb avec la température, définies par Kalpakidis (2008).

4.2.4 Impact des conditions d'essai

Ces simulations reprennent l'exemple 4 de Kalpakidis (2008), déjà traité dans la première simulation de cette partie consacrée à l'augmentation de la température du noyau de plomb lorsqu'il est soumis à des chargements cycliques. Deux simulations similaires sont effectuées en faisant uniquement varier la température de la structure en acier se trouvant au-dessus et au-dessous des plaques en acier de l'isolateur est symbolisant la machine d'essai. La géométrie et les dimensions des simulations utilisées sont identiques à celles utilisées précédemment à l'exception de la température initiale de la structure d'acier et du nombre de

cycles qui a été augmentée à 12 cycles afin de pouvoir interpréter les résultats sur des simulations plus longues.

La première simulation est effectuée avec une température initiale pour la structure d'acier de -26°C . Cela correspond à la situation où l'ensemble du dispositif d'essai (machines d'essai et isolateur) est conditionné à la température prescrite pour l'essai à basse température de l'isolateur sismique. La seconde simulation est effectuée avec une température initiale pour la structure d'acier de 20°C . Cela correspond à la situation où seul l'isolateur est descendu à la température voulue par l'essai. Celui-ci est ensuite très rapidement placé dans une machine d'essai à température ambiante, mais où la température de l'air entourant l'appui durant l'essai est conditionnée à la basse température prescrite. Ceci représente une condition d'essai où seul l'isolateur serait maintenue dans un volume réfrigéré et donc directement en contact avec une structure qui serait-elle à température ambiante. Ces deux simulations permettent d'évaluer l'impact de ces deux conditions d'essai différentes sur l'élévation de température et la distribution de température au sein de l'isolateur.

Tableau 4.10 Données utilisées pour l'analyse de l'impact de la température des machines d'essai

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	-26°C
Température extérieure, T_{ext}	-26°C
Température initiale des structures en acier, T_{stru}	-26°C et 20°C
Amplitude de déplacement, u_0	113 mm
Période de déplacement, T_u	2,8 s
Nombre de cycles, n_C	12
Limite d'élasticité initiale du plomb, σ_{y10}	10,9 MPa

4.2.4.1 Température interne de l'isolateur à la fin des essais

Les figures 4.37 et 4.38 présentent la température interne de l'isolateur à la fin des chargements pour les deux simulations (température de la structure d'acier de -26°C et de 20°C). Elles permettent de constater que la température interne du noyau de plomb ne semble globalement pas être affectée par la température de la structure en acier. Il apparaît que l'impact de celle-ci est essentiellement dans le réchauffement des plaques d'acier confinant le noyau de plomb, avec un impact limité sur le reste de l'isolateur. Cependant, lorsque les plaques d'acier se réchauffent, le refroidissement par conduction du noyau de plomb doit diminuer et donc l'élévation de la température du noyau de plomb au niveau de l'interface avec les plaques d'acier doit être plus importante. Les résultats des figures suivantes permettent d'appréhender dans quelles proportions la modification de cette condition d'essai impacte-elle l'élévation et la distribution de température dans l'isolateur.

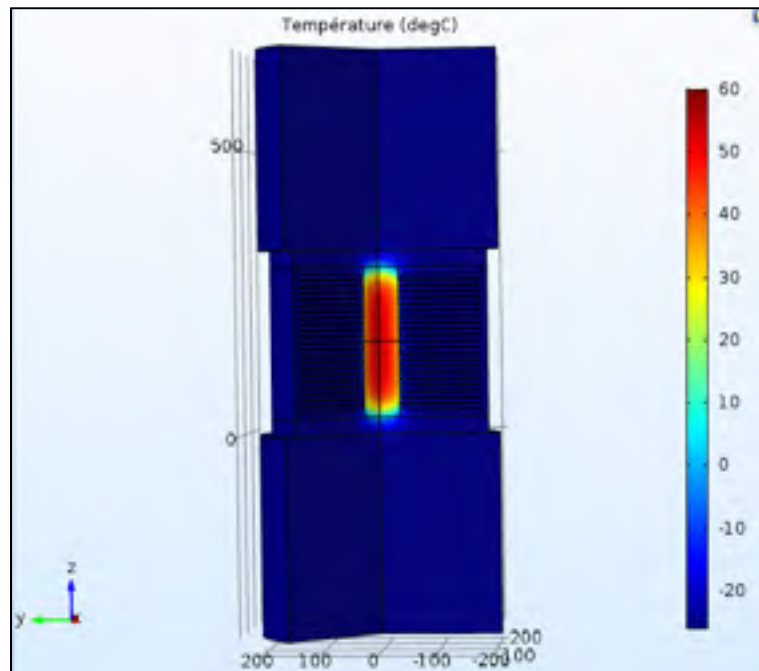


Figure 4.37 Température de l'isolateur (LRB) due au chauffage du noyau de plomb avec $T_{\text{stru}} = -26^{\circ}\text{C}$

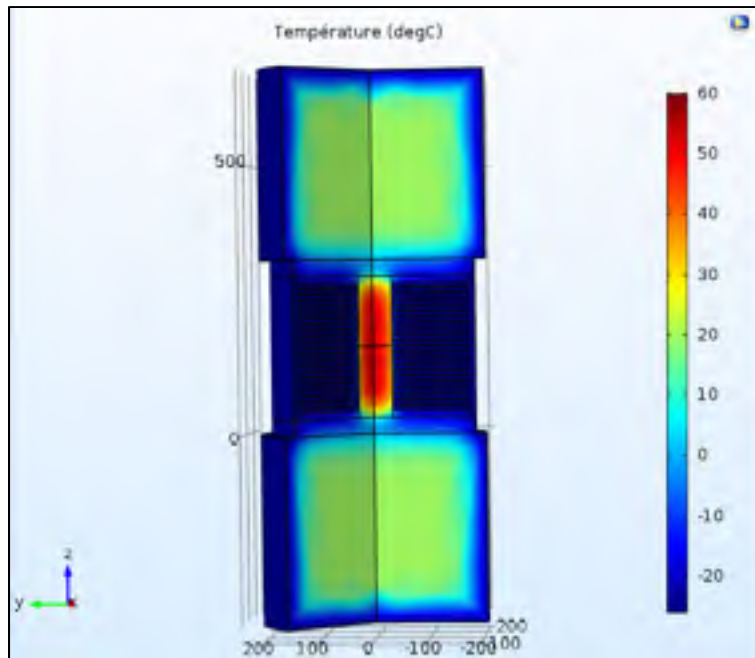


Figure 4.38 Température de l'isolateur (LRB) due au chauffage du noyau de plomb avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$

4.2.4.2 Distributions de température dans l'isolateur pour trois interfaces par cycle

Les figures ci-après (figures 4.39 à 4.44) représentent les distributions de température pour chacune des deux simulations au niveau de trois interfaces :

- la première est l'interface noyau de plomb – cale d'acier au centre de l'isolateur;
- la seconde est l'interface noyau de plomb – plaques d'acier verticalement;
- la troisième est l'interface noyau de plomb – plaques d'acier horizontalement.

La distribution de température horizontale au centre de l'isolateur avec l'interface cœur de plomb – cale d'acier représente l'augmentation de température par cycle provoquée par le réchauffement du noyau de plomb. Le centre de l'isolateur étant très éloigné des plaques d'acier les deux figures doivent être identiques, mais permettent de s'assurer de la cohérence des résultats obtenus pour le réchauffement.

La distribution de température verticale au centre de l'isolateur (au niveau de l'axe de révolution) avec l'interface cœur de plomb – plaque d'acier (et également l'interface plaque d'acier – structure d'acier) représente l'évolution de la température par cycle provoquée par le réchauffement du noyau de plomb. L'axe de révolution traversant à la fois la totalité de l'isolateur et les deux structures d'acier, ces deux figures permettent de voir l'impact des deux différentes conditions d'essai sur le réchauffement des plaques d'acier et des extrémités du noyau de plomb.

La distribution de température horizontale au sommet du noyau de plomb avec l'interface cœur de plomb – plaque d'acier représente l'augmentation de température par cycle provoquée par le réchauffement du noyau de plomb. Ces deux figures représentent la température au niveau de l'interface noyau de plomb – plaque d'acier et permet de visualiser de manière précise dans quelle mesure les deux conditions d'essai différentes impactent l'élévation de température au sein de l'isolateur.

Les figures 4.39 à 4.40 représentant la distribution de température horizontale au centre de l'isolateur ($z=0$) sont, pour toute fin pratique, identiques. La température de la structure d'acier n'a visiblement aucun impact sur la température dans cette zone du noyau de plomb, très éloignée des plaques d'acier. L'augmentation de la température du noyau de plomb pour les 4 premiers cycles est la même que celle obtenue dans le premier essai reprenant l'exemple 4 de Kalpakidis (2008). Ce résultat est attendu, car ce sont les mêmes conditions de simulation qui ont été utilisés. On constate également la diminution de l'augmentation de température par cycle au cours de l'essai. Cela a déjà été observé lors des essais possédant de nombreux cycles : l'exemple 1 de Kalpakidis (2008) et l'exemple de Takaoka *et al.* (2008).

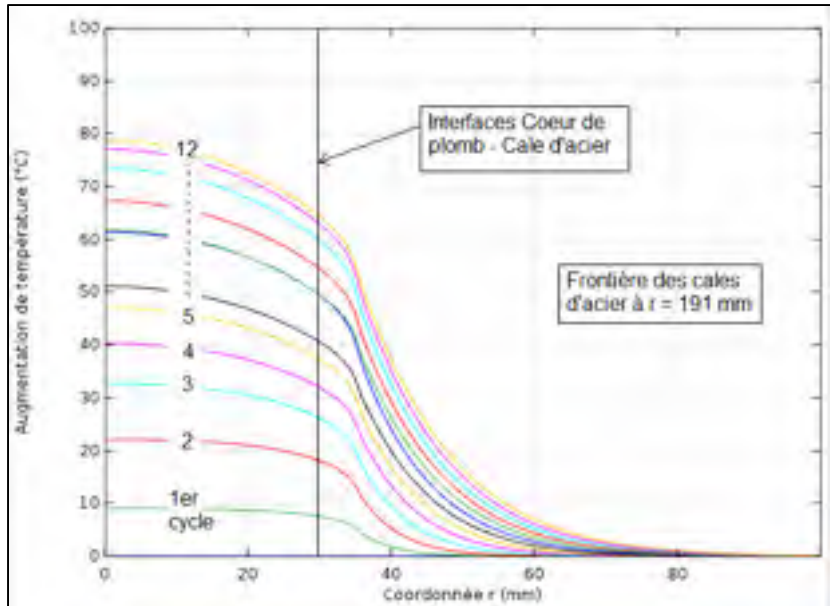


Figure 4.39 Distribution horizontale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur avec $T_{stru} = -26^{\circ}\text{C}$

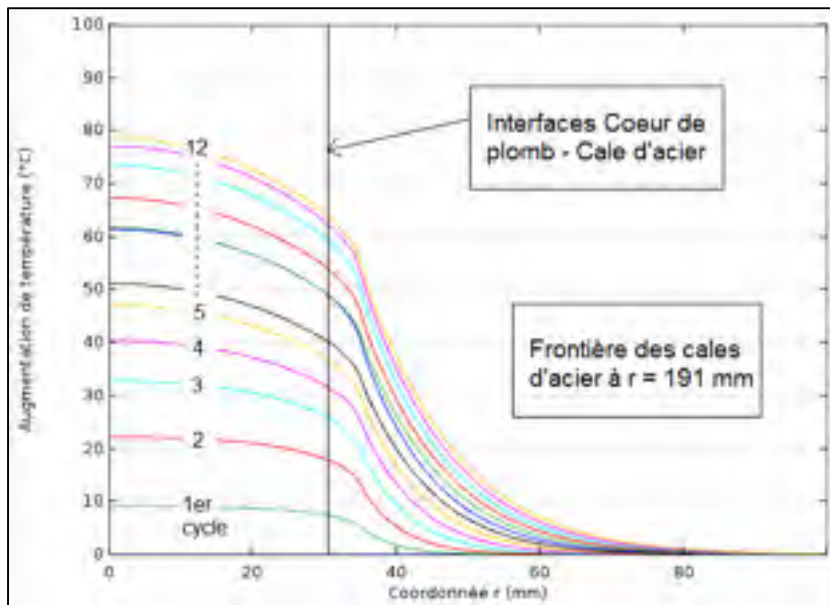


Figure 4.40 Distribution horizontale de l'augmentation de température au centre de l'isolateur avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$

Les figures 4.41 et 4.42 représentant la distribution verticale de température au centre de l'isolateur ($r=0$) montrent l'augmentation de température au sein de l'isolateur. Celle-ci est

provoquée par le réchauffement du noyau de plomb pour la simulation avec la structure d'acier à -26°C . Cependant elle est provoquée par le réchauffement du noyau de plomb combiné à la température initiale de la structure d'acier pour la simulation à 20°C . La température initiale de 20°C pour la structure en acier a pour conséquence un réchauffement important des plaques d'acier de l'isolateur. Ainsi à la fin de l'essai, au 12^e cycle, la température de la plaque d'acier est quasiment uniforme est atteint presque 0°C , soit une augmentation de température d'environ 25°C . Alors que pour la simulation avec une structure d'acier à la température initiale de -26°C , l'interface plaque d'acier – structure d'acier n'a connu une augmentation de température que d'environ 5°C soit cinq fois moins. L'impact de la température initiale de la structure d'acier est donc très important en ce qui concerne la température à la fin de l'essai des plaques d'acier. Cependant, il ne semble pas modifier de manière conséquente la température finale du noyau de plomb si ce n'est superficiellement à l'interface noyau de plomb – plaque d'acier.

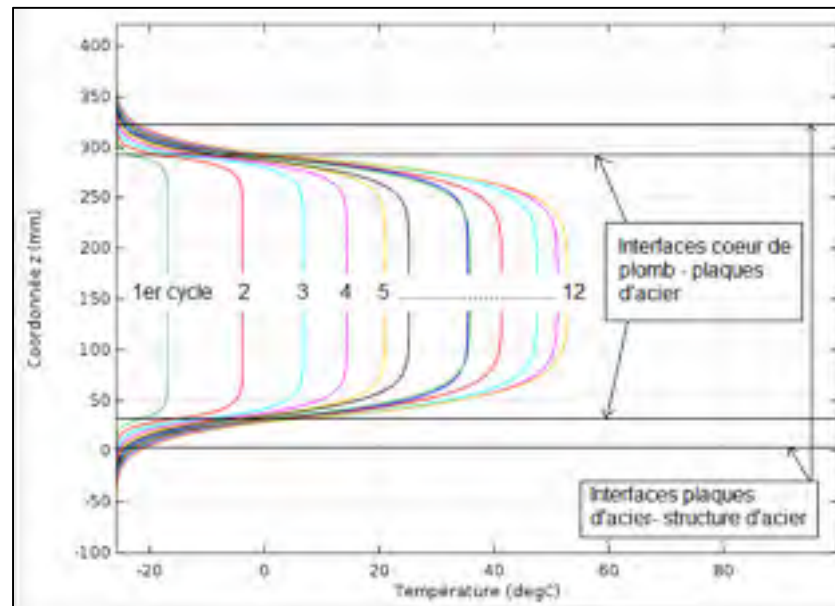


Figure 4.41 Distribution verticale de la température au centre de l'isolateur ($r=0$) avec $T_{\text{stru}} = -26^{\circ}\text{C}$

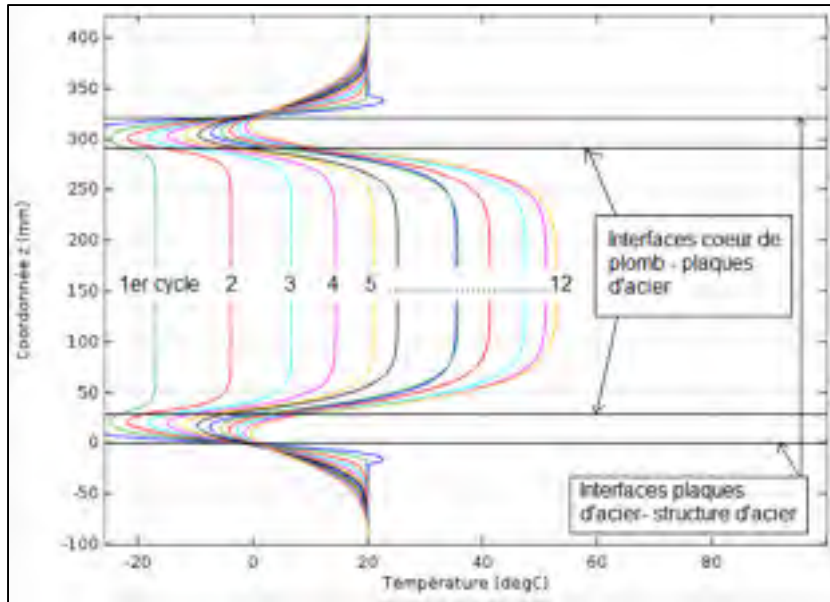


Figure 4.42 Distribution verticale de la température au centre de l'isolateur ($r=0$) avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$

Enfin, les figures 4.43 et 4.44 représentant la distribution horizontale de température à l'interface noyau de plomb – plaque d'acier vulcanisée à l'appui permettent d'appréhender l'impact que les conditions d'essai peuvent avoir sur l'élévation de la température de l'isolateur et donc sur son comportement thermique. L'augmentation de la température des plaques d'acier de l'isolateur ne modifie pas le comportement thermique des isolateurs. En effet ce sont le plomb et le caoutchouc qui le déterminent. Cela peut cependant entraîner une augmentation plus rapide de la température au sein du noyau de plomb. Celle-ci modifiera alors le comportement de l'isolateur au cours de l'essai, faussant les résultats. Sur la gauche de la figure apparaît l'interface noyau de plomb – plaque d'acier et sur la droite l'interface cale d'acier – plaque d'acier. Seule la partie de gauche s'avère intéressante. En effet dans la partie en élastomère fretté, la diffusivité thermique du caoutchouc étant très faible, le réchauffement provoqué par l'élévation de température au sein des plaques d'acier aura un impact tout à fait négligeable sur le caoutchouc. Pour l'interface noyau de plomb – caoutchouc, l'augmentation de température par cycle a une allure proche, mais des valeurs différentes pour les deux essais. Ainsi, pour la simulation avec une structure d'acier à une température initiale de -26°C , l'augmentation de température atteinte à la fin de l'essai (au

12^e cycle) au centre de l'isolateur, est d'environ 28°C. Pour la simulation avec une structure d'acier à une température initiale de 20°C, l'augmentation de température atteinte à la fin de l'essai (au 12^e cycle) au centre de l'isolateur, est d'environ 36°C. La température au centre de l'isolateur au niveau de l'interface noyau de plomb – plaque d'acier est donc impactée par la température initiale de la structure d'acier, mais dans de faibles proportions.

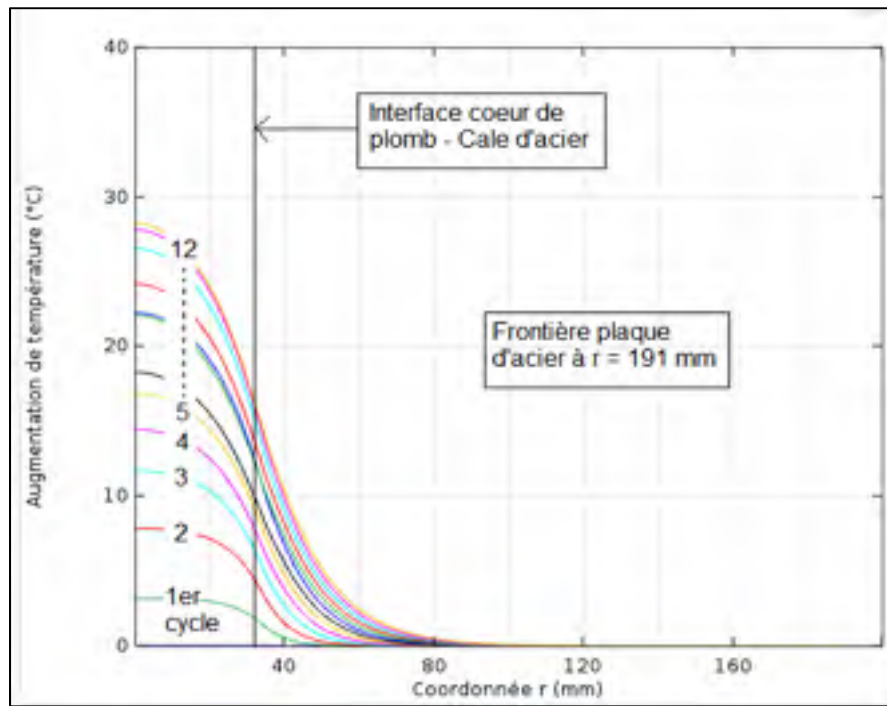


Figure 4.43 Distribution horizontale de l'augmentation de température à l'interface cœur de plomb - plaque d'acier avec $T_{\text{stru}} = -26^{\circ}\text{C}$

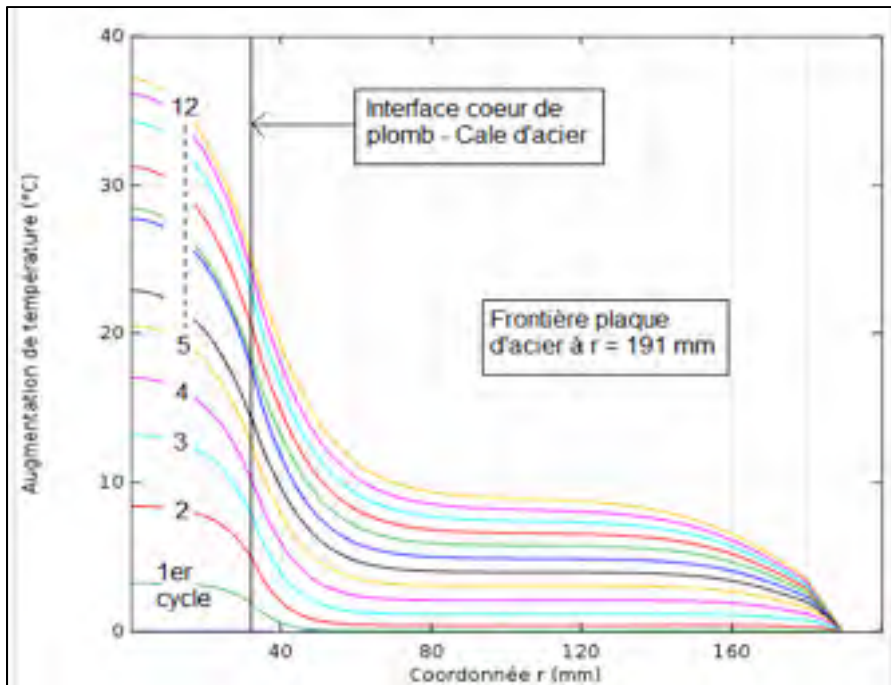


Figure 4.44 Distribution horizontale de l'augmentation de température à l'interface cœur de plomb - plaque d'acier avec $T_{stru} = 20^{\circ}\text{C}$

En conclusion, ces deux simulations par éléments finis de deux conditions différentes dans lesquelles seraient effectués ces essais en laboratoire montrent l'impact de la température initiale de la machine d'essai sur la température interne de l'isolateur. Les résultats obtenus mettent en avant une modification réduite et superficielle de l'augmentation de température dans le noyau de plomb entre les deux conditions d'essai. Dès lors, bien qu'il soit préférable que l'ensemble de la structure d'essai soit amené et maintenu à la basse température voulue pour l'essai, les résultats de cette partie démontrent que l'impact sur le comportement de l'isolateur serait trop limité, voire non significatif et pratiquement.

4.3 Simulation 2D pour les élastomères

Dans cette section, l'impact de la température sur la relation contrainte – déformation est étudié pour différents élastomères. Cette étude est réalisée en utilisant des modèles 2D, qui sont considérés comme une tranche du modèle 3D avec l'hypothèse des déformations plane. C'est une approximation du comportement réel, mais cela permet d'obtenir des résultats plus

rapidement et en plus grand nombre. En effet les modèles 3D multi-physique sont excessivement lourds et très longs à résoudre, leurs utilisations limiteraient donc énormément le nombre de résultats obtenus par simulations. L'objectif de cette partie est de reprendre l'étude et les essais effectués par Cardone et Gesualdi (2012). On souhaite s'assurer de la cohérence et de la validité du modèle choisi en comparant les résultats obtenus avec ceux de l'étude initiale. Les données nécessaires pour ces essais sont détaillées dans les figures et tableaux ci-après.

4.3.1 Géométrie, paramètres de simulation et maillage

Dans les tableaux 4.11 et 4.12 ainsi que pour les figures 4.45 à 4.48 ci-après, la géométrie, les paramètres de simulation, les chargements imposés ainsi que le maillage sont présentés. Tous ces éléments reprennent ceux utilisés par Cardone et Gesualdi (2012) pour ces différents essais. Les propriétés mécaniques utilisées pour définir le modèle élastoplastique sont issues des graphiques présentés dans la revue de littérature. Ceux-ci donnent l'évolution des propriétés en fonction de l'amplitude de déformation et de la température. Les propriétés mécaniques sont choisies à 20°C pour une amplitude de déformation en cisaillement de 100 %. Quatre simulations sont effectuées pour six différentes températures afin de vérifier la pertinence du modèle choisi pour le comportement ainsi que l'évolution des propriétés du caoutchouc. Les trois premières simulations reprennent les essais donnant les relations contraintes-déformations sur les élastomères H1, SN1 et N1 soumis à cinq cycles d'amplitude croissante. La quatrième simulation reprend l'essai donnant l'évolution de la température interne de l'élastomère H1 au cours d'un essai plus long de 15 cycles. Cet essai a été réalisé sur l'élastomère H1, car c'est celui dont les propriétés mécaniques sont les plus importantes (plus grand module de cisaillement) et donc le plus apte à dissiper de l'énergie de manière conséquente. C'est également pour que les résultats soient importants que le nombre de cycles pour chaque amplitude a été multiplié par trois ce qui donne un total de quinze cycles. Pour chacune des simulations, les résultats sont comparés avec ceux obtenus par les essais de Cardone et Gesualdi (2012).

Tableau 4.11 Données géométriques utilisées pour l'analyse de l'élastomère

Données géométriques	Valeurs
Largeur de la couche de caoutchouc, L_R	35 mm
Épaisseur de la couche de caoutchouc, t_R	10 mm
Largeur des plaques d'acier, L_S	35 mm
Épaisseur des plaques d'acier, t_S	10 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	1

Tableau 4.12 Données utilisées pour l'analyse de l'élastomère

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	-20°C, -10°C, 0°C, 10°C, 20°C et 40°C
Amplitude de déplacement, u_0	Amplitude croissante de 2,5 à 12,5 mm
Période de déplacement, T_u	2 s
Nombre de cycles, n_C	5 et 15
Chargement vertical, N	0,5 MPa
Module de cisaillement H1 à 20°C, G_0	3,5 MPa
Module de cisaillement sécant H1 à 20°C, G_{sec0}	1,1 MPa
Limite d'élasticité H1 à 20°C, τ_{y0}	0,25 MPa
Module de cisaillement SN1 à 20°C, G_0	1,75 MPa
Module de cisaillement sécant SN1 à 20°C, G_{sec0}	0,55 MPa
Limite d'élasticité SN1 à 20°C, τ_{y0}	0,13 MPa
Module de cisaillement N1 à 20°C, G_0	2,75 MPa
Module de cisaillement sécant N1 à 20°C, G_{sec0}	0,88 MPa
Limite d'élasticité N1 à 20°C, τ_{y0}	0,19 Mpa

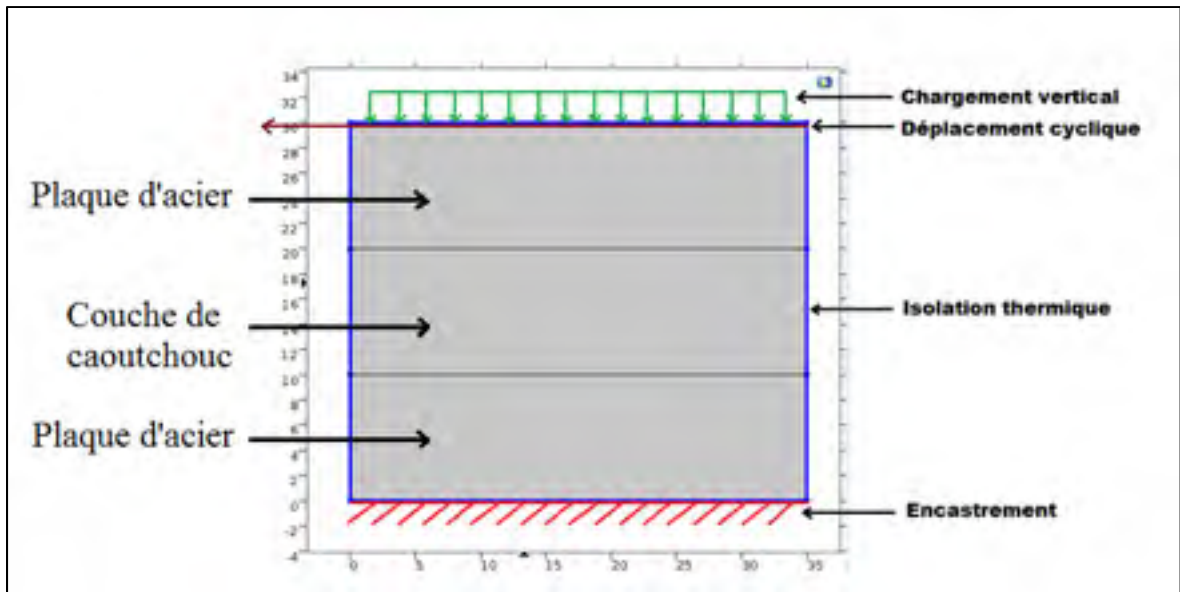


Figure 4.45 Paramètres de simulation des échantillons d'élastomère pour les essais en 2D

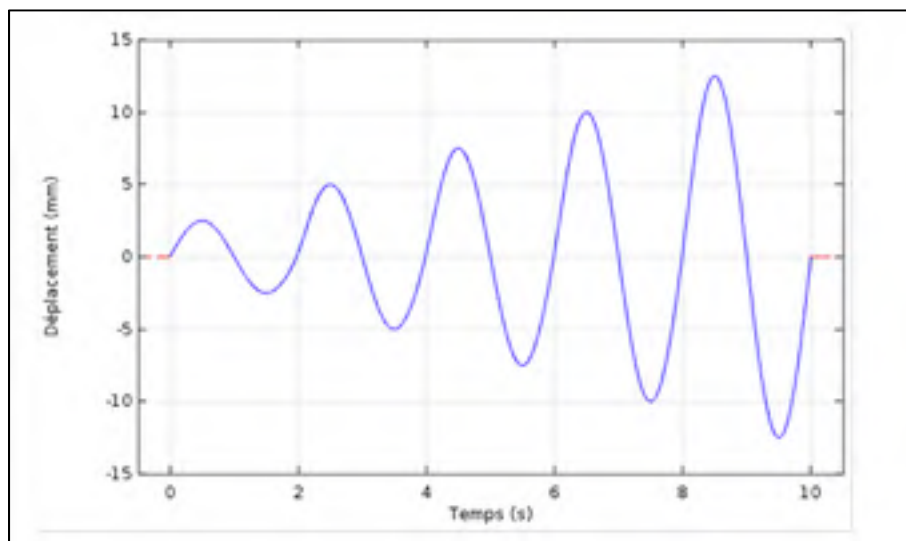


Figure 4.46 Déplacement cyclique imposé pour l'obtention des relations contraintes- déformations de H1, SN1 et N1, fréquence de 0,5Hz, amplitudes de cisaillement croissante de 25 % à 125 %

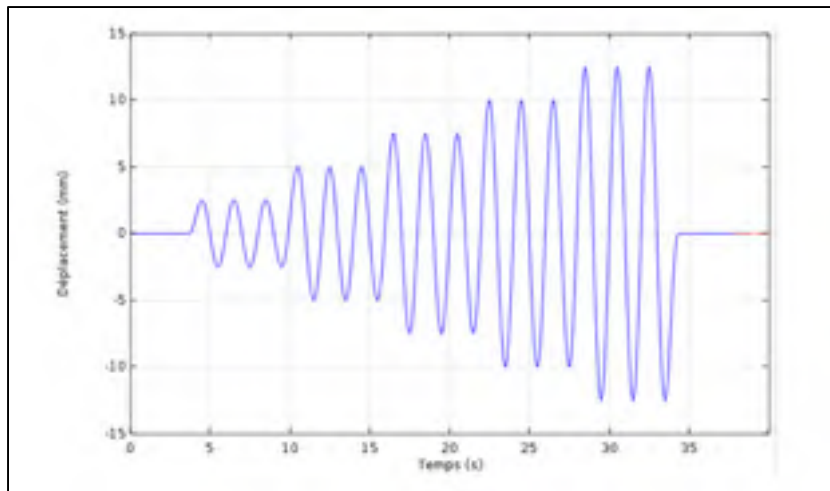


Figure 4.47 Déplacement cyclique imposé pour l'obtention de température interne du spécimen H1, fréquence de 0,5Hz, amplitudes de cisaillement croissante de 25 % à 125 %

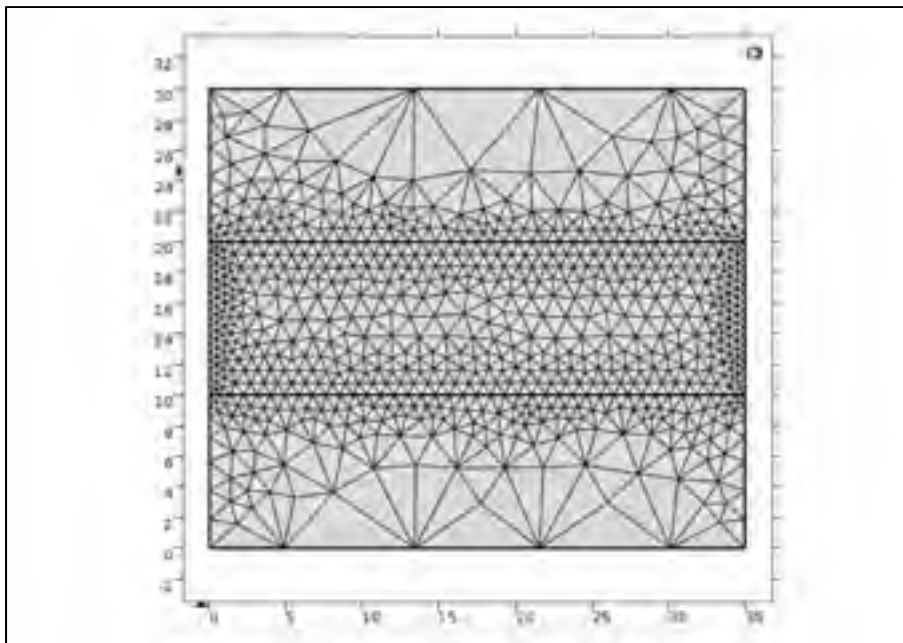


Figure 4.48 Maillage des échantillons d'élastomère pour l'étude en 2D

4.3.2 Simulations pour l'élastomère de type « H1 »

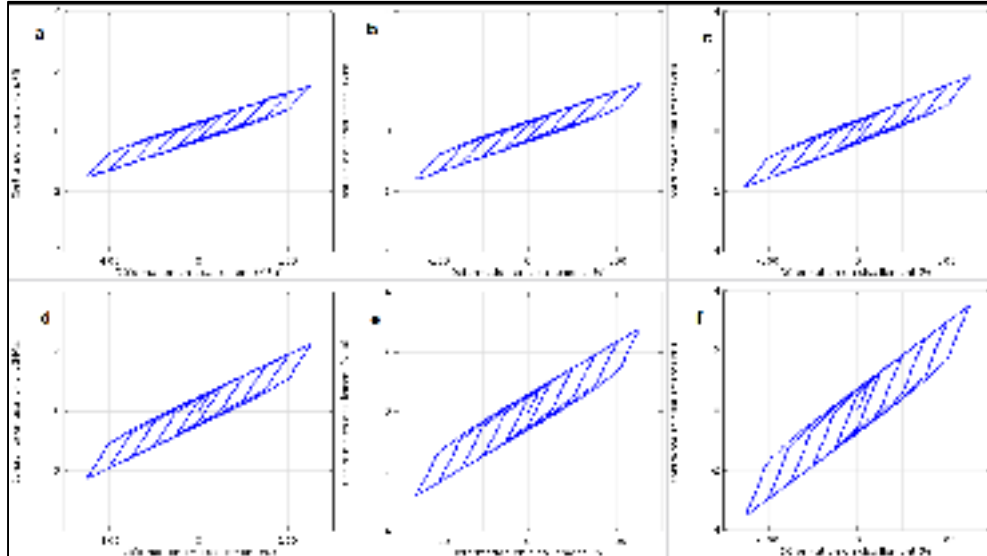


Figure 4.49 Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère H1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0,5Hz

Les résultats de la simulation sont proches de ceux obtenus par les essais de Cardone et Gesualdi (2012) et l'évolution de la relation contrainte-déformation avec la température d'essai est bien similaire à celle recherchée.

4.3.3 Simulations pour l'élastomère de type « N1 »

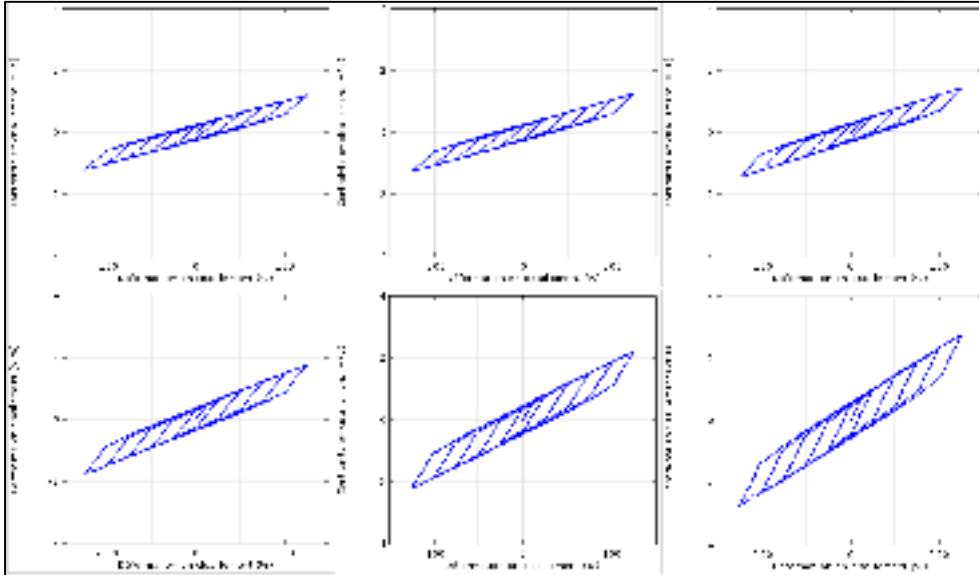


Figure 4.50 Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère N1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0,5Hz

Comme pour la simulation effectuée avec H1, les résultats de la simulation sont proches de ceux obtenus par les essais de Cardone et Gesualdi (2012) et l'évolution de la relation contrainte-déformation avec la température d'essai est bien similaire à celle recherchée.

4.3.4 Simulations pour l'élastomère de type « SN1 »

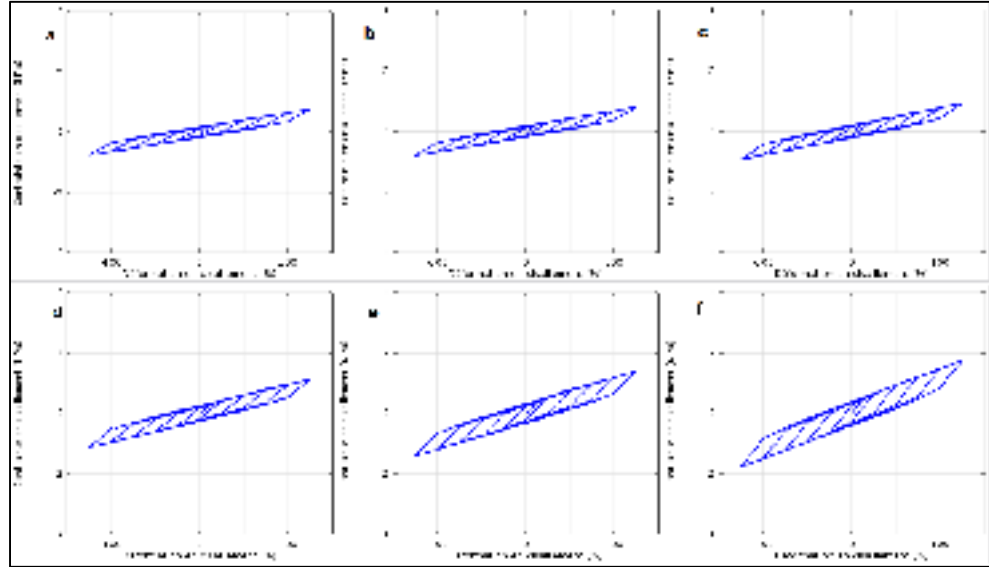


Figure 4.51 Courbes d'hystérésis obtenues pour l'élastomère SN1 à différentes températures d'essai : (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C; fréquence de 0,5Hz

Comme pour les simulations effectuées avec H1 et SN1, les résultats de la simulation sont proches de ceux obtenus par les essais de Cardone et Gesualdi (2012). L'évolution de la relation contrainte-déformation avec la température d'essai est bien proche de celle recherchée.

4.3.5 Réchauffement de l'élastomère soumis à des chargements cycliques croissant pour l'élastomère de type « H1 »

Les trois premières simulations (figures 4.49 à 4.51) montrent un comportement proche entre notre modèle choisi pour les simulations et les résultats des essais. La forme de la relation contrainte-déformation n'est pas identique, mais du même ordre de grandeur et avec une évolution similaire provoquée par la température. Le module de cisailment sécant, qui guide le comportement de l'élastomère, n'a pas été modifié. Cela confère à l'élastomère avec ce modèle un comportement très proche de celui qu'il a en réalité. Ce qu'il est par contre nécessaire de vérifier c'est la capacité de dissipation d'énergie qu'à cet élastomère avec ce

modèle. Pour cela l'élévation de température de l'élastomère H1, soumis à des chargements cycliques croissants, a été enregistrée par Cardone et Gesualdi (2012) lors d'essais de 15 cycles pour les six températures d'essai.

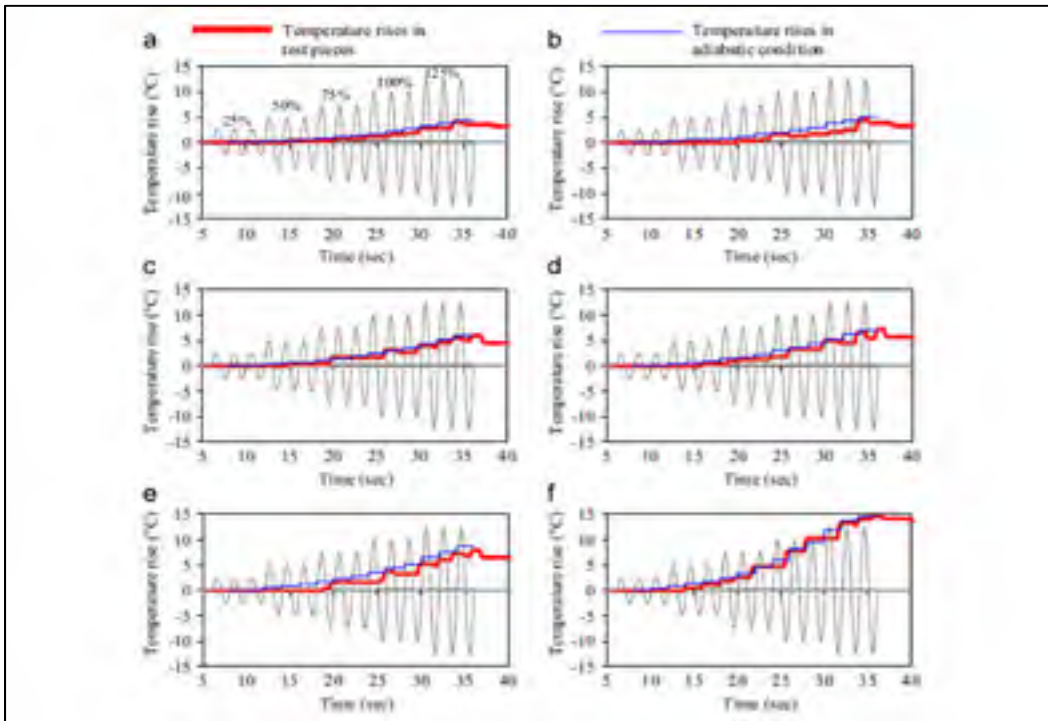


Figure 4.52 Augmentation de température interne de l'élastomère H1, fréquence de 0,5 Hz, amplitudes de déformations croissantes de 25 % à 125 %, températures de l'air : (a) 40 °C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C

Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

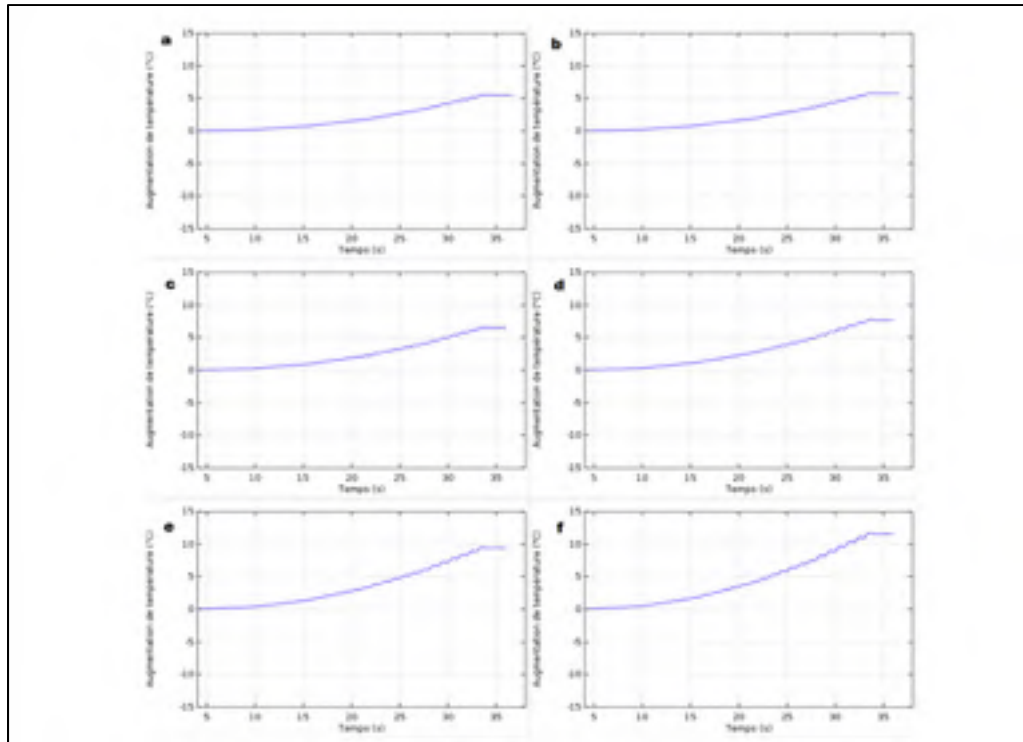


Figure 4.53 Augmentation de température interne de l'élastomère H1, fréquence de 0,5 Hz, amplitudes de déformations croissantes de 25 % à 125 %, températures de l'air : (a) 40 °C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C

Les résultats des simulations pour la chaleur générée dus à la dissipation d'énergie au sein de l'élastomère sont très proches de ceux obtenus par les essais. L'augmentation de température est similaire au cours de l'essai et la température finale, à l'exception de l'essai à -20°C, quasiment identique. La chaleur générée étant celle attendue, la dissipation d'énergie du modèle est donc proche de celle se produisant en réalité.

La comparaison entre les résultats des essais et des simulations permet de valider le modèle choisi. En effet le modèle élastoplastique à une relation contrainte-déformation proche de celle obtenue par les essais. Elle évolue de manière similaire avec la température et elle subit une dissipation d'énergie engendrant une augmentation de température quasiment identique. Ce modèle est donc logiquement utilisé dans le reste de l'étude.

4.4 Simulation 2D pour les isolateurs en élastomère fretté

Les simulations qui suivent sont des simplifications de l'exemple 4 de Kalpakidis (2008), qui reprennent une grande partie des dimensions et des paramètres de simulations, mais avec une simplification de la géométrie. Les simulations sont effectuées sur deux isolateurs identiques de dimensions similaires, à l'exception de la présence d'un noyau de plomb pour l'un, mais pas pour l'autre. Les paramètres de simulations auxquels sont soumis les deux isolateurs sont cependant les mêmes que celles de l'exemple 4 et l'ordre de grandeur de la géométrie est respecté. Ainsi, il n'y a que six cales d'acier dans ces isolateurs, mais l'épaisseur totale de caoutchouc ainsi que les dimensions du noyau de plomb, les paramètres qui régissent le comportement de l'isolateur, sont eux conservés. L'objectif ici est d'effectuer des simulations en se basant sur des isolateurs et paramètres de simulation réalistes au maximum. Comme pour les simulations effectuées sur les échantillons d'élastomère dans la partie précédente, les simulations de cette partie sont effectuées sur des modèles 2D représentant une tranche de l'isolateur au niveau de son centre. Ces modèles sont donc des approximations inexactes du modèle 3D, car la géométrie de ces isolateurs est en réalité axisymétrique. Cependant la très longue durée des simulations 3D oblige à se satisfaire de ces simplifications afin d'obtenir un ensemble de résultats suffisants. Aussi dans les différentes simulations de cette partie, ce ne sont pas les valeurs absolues des résultats qui sont intéressants, mais leurs ordres de grandeur. Surtout leurs évolutions lors des cycles et l'effet de la température d'essai initiale. En effet, l'ensemble des simulations étant effectuées avec les deux mêmes modèles (un pour le HRB et un pour le LRB), les résultats peuvent être comparés. Il est possible de vérifier le comportement obtenu avec celui attendu en se basant sur la revue de littérature. Les premières simulations sont effectuées sur l'isolateur en élastomère à amortissement élevé (HRB) pour deux températures d'essais initiales : -26°C et 20°C et pour 1 cycle de chargement. Les deux simulations suivantes sont effectuées sur l'isolateur en élastomère à noyau de plomb (LRB) également pour deux températures d'essais initiales : -26°C et 20°C et aussi pour 6 cycles de chargement. Enfin une dernière simulation sur le LRB de 15 cycles pour une température initiale de -26°C est effectuée.

L'objectif de ces simulations est de vérifier que les différents choix dans cette étude pour la construction du modèle permettent d'obtenir des résultats qui, bien que simplifiés et approximatifs, soient logiques et servent de base pour des études postérieures plus précises et plus approfondies.

4.4.1 Simulation pour l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB)

Les deux simulations de cette partie sont effectuées sur un isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé pour les températures initiales de -26°C et 20°C et soumis à 1 cycle complet de chargement. L'ensemble des données nécessaires aux simulations sont fournies dans les tableaux 4.13 et 4.14 ainsi que les figures 4.54 à 4.56.

4.4.1.1 Géométrie, paramètres de simulation et maillage pour le HRB

Tableau 4.13 Données géométriques utilisées pour l'analyse du HRB

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	170 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	31 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	7
Épaisseur totale de caoutchouc, t_{Rtot}	217 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	155 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	7 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	210 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	20 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	250 mm
Épaisseur de la structure en acier, t_{Sstru}	150 mm

Tableau 4.14 Données utilisées pour l'analyse du HRB

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	-26°C et 20°C
Chargement vertical sur l'isolateur, N	947 kN
Amplitude de déplacement, u_0	113 mm
Période de déplacement, T_u	2,8 s
Nombre de cycles, n_C	1
Module de cisaillement H1 à 20°C, G_0	11,1 MPa
Module de cisaillement sécant à H1 20°C, G_{sec0}	1,11 MPa
Limite d'élasticité H1 à 20°C, τ_{y0}	0,25 MPa

Ces deux simulations représentant un isolateur en élastomère à amortissement élevé (HRB), les propriétés mécaniques choisies pour l'élastomère sont celles issues de l'élastomère H1 pour le module de cisaillement sécant et la limite d'élasticité. En effet cet élastomère est celui dispersant le plus d'énergie parmi les trois échantillons testés par Cardone et Gesualdi (2012), il est donc logique que cela soit celui employé pour un HRB. Le module de cisaillement initial est pris dix fois supérieur au module de cisaillement sécant.

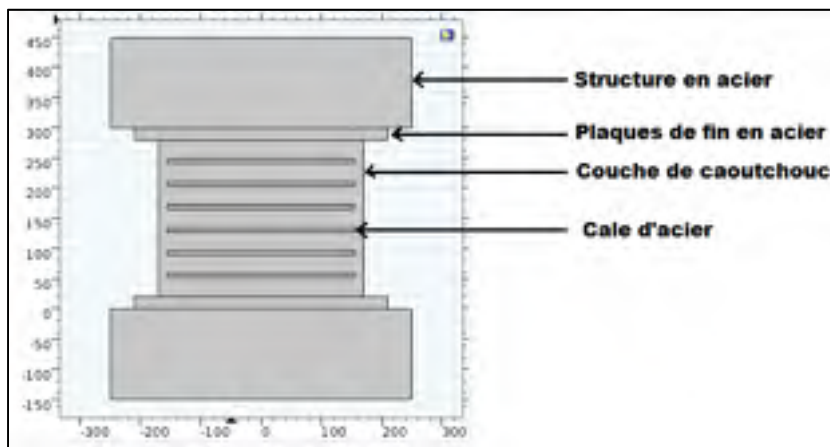


Figure 4.54 Géométrie du HRB pour l'étude en 2D

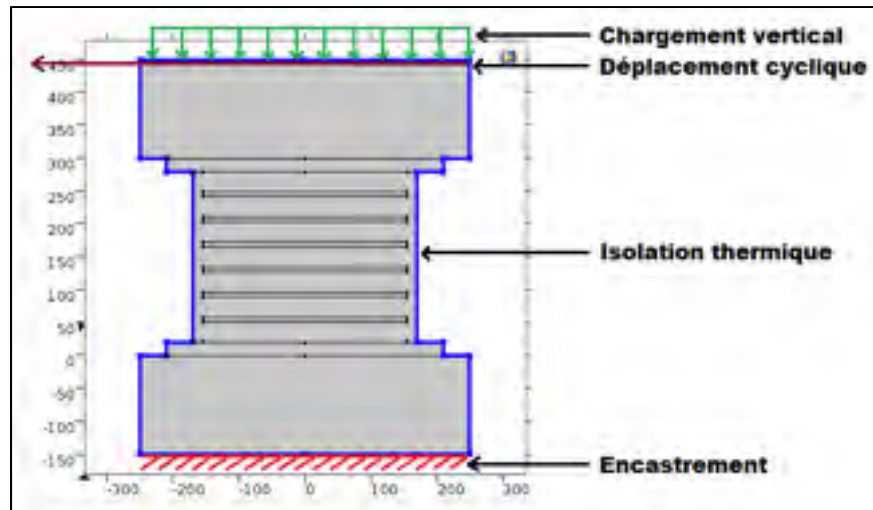


Figure 4.55 Paramètres de simulation pour l'étude en 2D du HRB

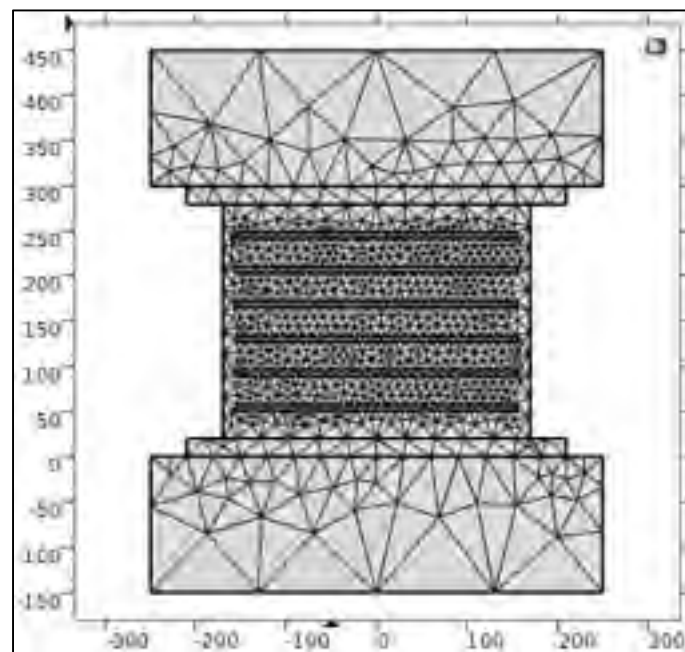


Figure 4.56 Maillage du HRB pour l'étude en 2D

4.4.1.2 Résultats (HRB)

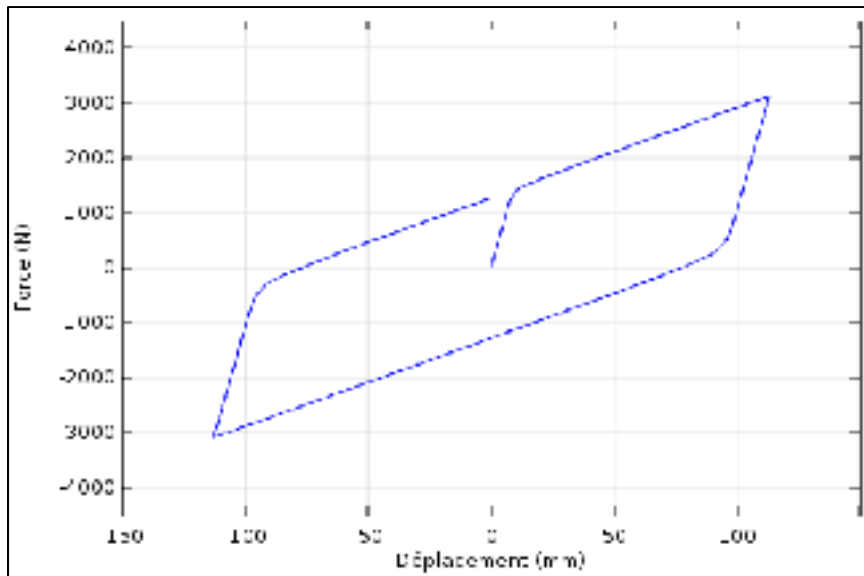


Figure 4.57 Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$

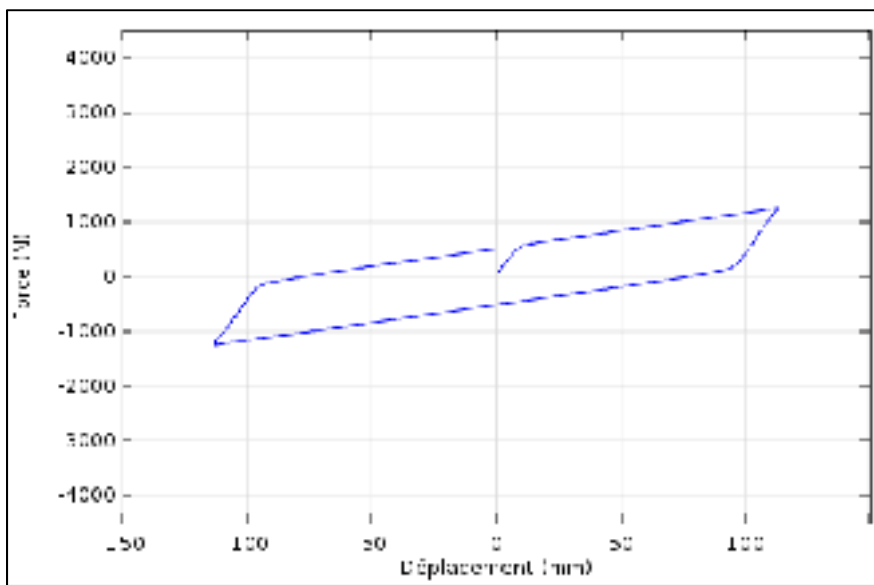


Figure 4.58 Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé (HRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$

Les résultats des figures 4.57 et 4.58 représentant la relation force-déplacement de l'isolateur pour 1 cycle de chargement avec des températures initiales de -26°C et 20°C ont bien l'allure attendue. Il y a en effet une forte augmentation de la force caractéristique et de la rigidité post-élastique lorsque l'essai est réalisé à basse température (-26°C) par rapport à celui réalisé à température ambiante (20°C). Ces résultats sont bien cohérents avec ceux pour l'isolateur en élastomère fretté à amortissement élevé de (Buckle *et al.*, 2006).

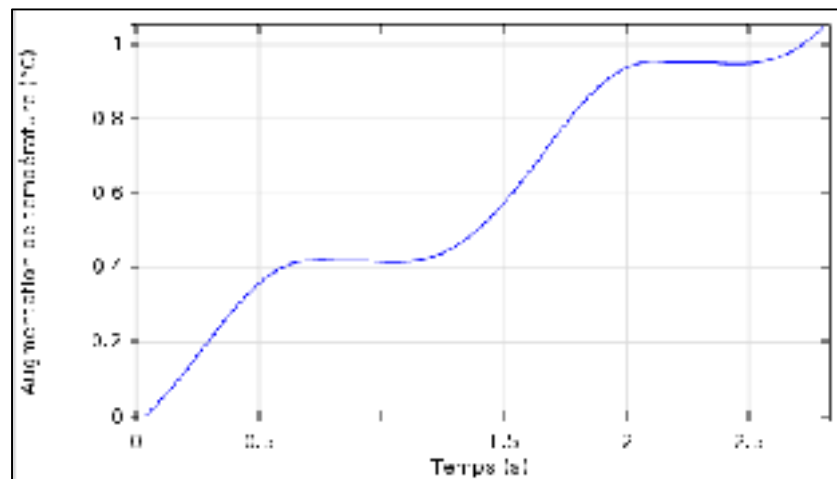


Figure 4.59 Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de -26°C

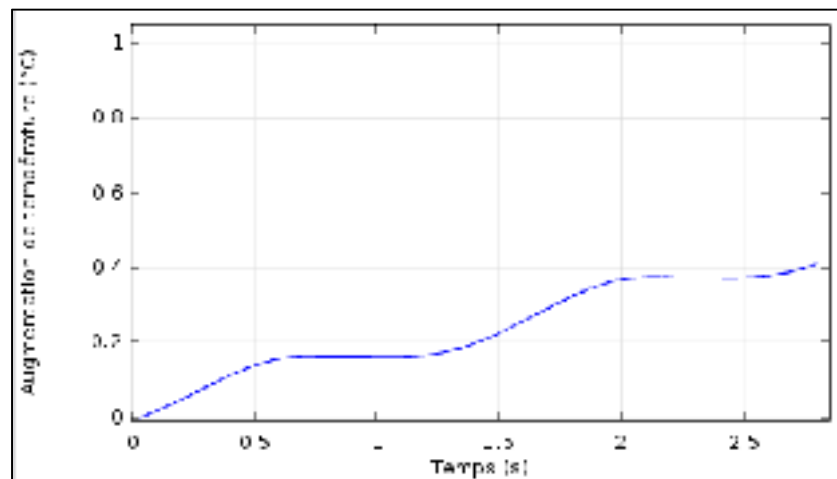


Figure 4.60 Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de 20°C

Les figures 4.59 et 4.60 qui représentent l'augmentation de température au sein de l'élastomère sont également cohérentes avec la revue de littérature qui attestait d'une augmentation de température dans l'élastomère faible lorsqu'il est soumis à des chargements cycliques avec des valeurs de l'ordre de grandeur de 1°C par cycle dans des conditions standards (Constantinou *et al.*, 2007). À la fin du cycle de chargement, l'augmentation de température est de 1°C pour la simulation à basse température et de $0,4^{\circ}\text{C}$ pour la simulation à température ambiante. Ces évolutions de la température interne de l'élastomère au cours des simulations sont donc très faibles et ont donc une influence quasi nulle sur le comportement des isolateurs.

C'est bien la température interne initiale de l'isolateur qui impacte son comportement et non pas son réchauffement dans le cas des isolateurs en élastomère fretté à amortissement élevé. Les deux dernières figures (figures 4.61 et 4.62) représentent la distribution de l'augmentation de température dans l'isolateur à la fin du cycle de chargement (2,8 s) et montrent que pour un isolateur bien confiné à l'aide des cales d'acier, l'augmentation de température dans l'élastomère est quasiment uniforme. À l'exception de la surface extérieure de l'isolateur entièrement en caoutchouc qui n'est donc pas confiné par les plaques d'acier et qui ne subit qu'une contrainte très faible lors du chargement.

L'hypothèse de négliger l'augmentation de température due à la dissipation d'énergie dans le caoutchouc semble donc tout à fait acceptable et elle sera faite pour les simulations suivantes où la présence du noyau de plomb sera elle non négligeable.

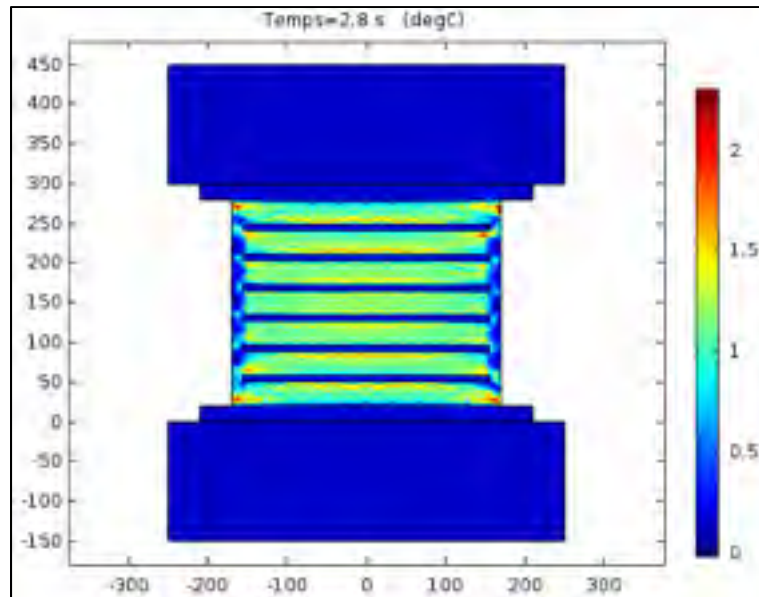


Figure 4.61 Augmentation de la température interne de l'isolateur (HRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 2.8$ s (1 cycle)

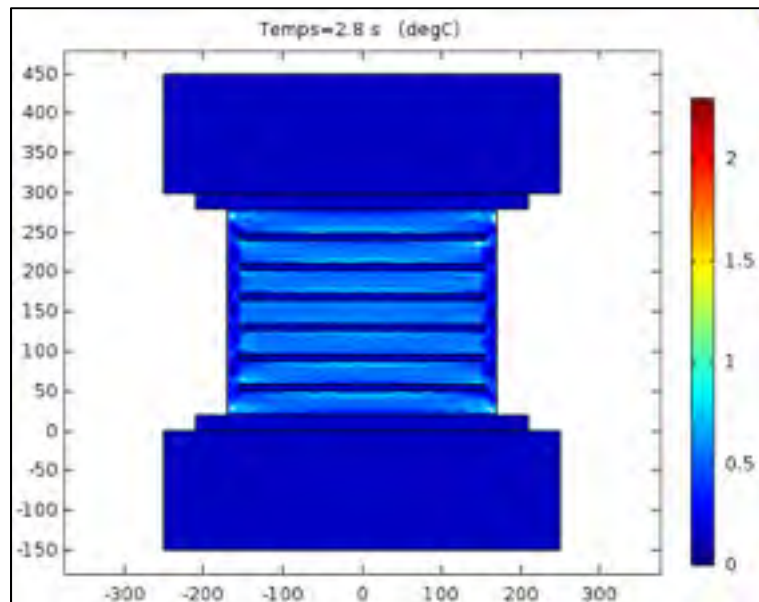


Figure 4.62 Augmentation de la température interne de l'isolateur (HRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$ à $t = 2.8$ s (1 cycle)

4.4.2 Simulation isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB)

Les deux simulations de cette partie sont effectuées sur un modèle 2D d'un isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb pour les températures initiales de -26°C et 20°C et soumis à 6 cycles complets de chargement. L'ensemble des données nécessaires aux simulations sont fournies dans les tableaux 4.15 et 4.16 et les figures 4.63 à 4.65.

4.4.2.1 Géométrie, paramètres de simulation et maillage pour le LRB

Tableau 4.15 Données utilisées pour l'analyse du LRB

Données	Valeurs
Température initiale de l'isolateur, T_{iso0}	-26°C et 20°C
Chargement vertical sur l'isolateur, N	947 kN
Amplitude de déplacement, u_0	113 mm
Période de déplacement, T_u	2,8 s
Nombre de cycles, n_C	6
Module de cisaillement N1 à 20°C , G_0	8,8 MPa
Module de cisaillement sécant N1 à 20°C , G_{sec0}	0,88 MPa
Limite d'élasticité N1 à 20°C , τ_{y0}	0,19 MPa
Limite d'élasticité initiale du plomb, σ_{y10}	10,9 MPa

Ces deux simulations représentant un isolateur en élastomère à noyau de plomb (LRB), les propriétés mécaniques choisies pour l'élastomère sont celles issues de l'élastomère N1 pour le module de cisaillement sécant et la limite d'élasticité. En effet cet élastomère est celui possédant des propriétés mécaniques intermédiaires parmi les trois échantillons testés par Cardone et Gesualdi (2012). Le module de cisaillement de l'élastomère utilisé pour les LRB est relativement bas de l'ordre de grandeur de 1,0 MPa (Priestley *et al.*, 2007). Il est donc

logique que cela soit celui employé pour un LRB. Le module de cisaillement initial est également pris dix fois supérieur au module de cisaillement sécant.

L'augmentation de chaleur provoquée par la dissipation d'énergie est négligée pour le caoutchouc, car considérée comme trop faible pour avoir un impact conséquent sur le comportement de l'isolateur. Cette hypothèse permet de plus de réduire considérablement la durée des simulations et de réaliser des simulations sur un nombre de cycles plus important. L'augmentation de chaleur au sein du noyau de plomb est calculée à l'aide de la formule de Kalpakidis (2008), mais en utilisant la contrainte de cisaillement de la simulation et non pas l'hypothèse d'une contrainte de cisaillement uniforme dans le noyau de plomb à l'exception de ses extrémités. Cela permet d'obtenir un résultat plus précis, mais qui doit normalement être proche de la simplification de Kalpakidis (2008), car un noyau de plomb bien confiné doit a priori avoir sa contrainte interne quasi uniforme.

Tableau 4.16 Données géométriques utilisées pour l'analyse du LRB

Données géométriques	Valeurs
Rayon extérieur de l'isolateur, R_{iso}	170 mm
Rayon du noyau de plomb, R_L	35 mm
Hauteur du noyau de plomb, h_L	259 mm
Épaisseur des couches de caoutchouc, t_R	31 mm
Nombre de couches de caoutchouc, n_R	7
Épaisseur totale de caoutchouc, t_{Rtot}	217 mm
Rayon des cales d'acier, R_{Scale}	155 mm
Épaisseur des cales d'acier, t_{Scale}	7 mm
Rayon des plaques de fin en acier, R_{Splaq}	210 mm
Épaisseur des plaques de fin en acier, t_{Splaq}	20 mm
Rayon de la structure en acier, R_{Sstru}	250 mm
Épaisseur de la structure en acier, t_{Sstru}	150 mm

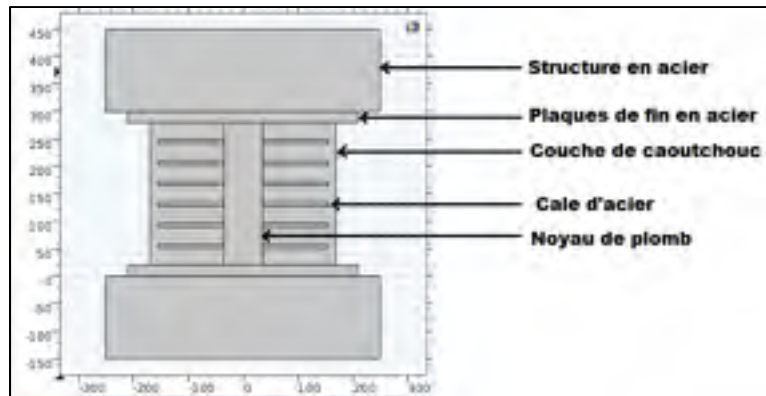


Figure 4.63 Géométrie du LRB pour l'étude en 2D

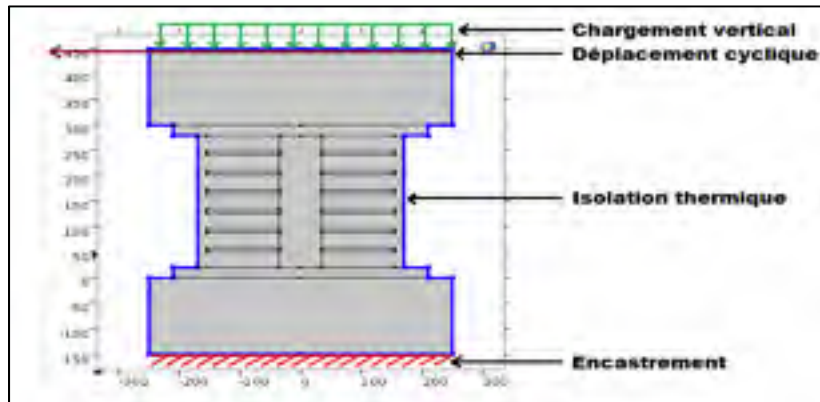


Figure 4.64 Paramètres de simulation pour l'étude en 2D du LRB

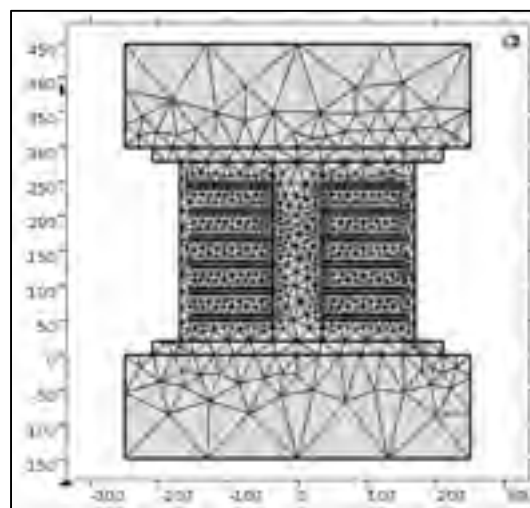


Figure 4.65 Maillage du LRB pour l'étude en 2D

4.4.2.2 Résultats (LRB)

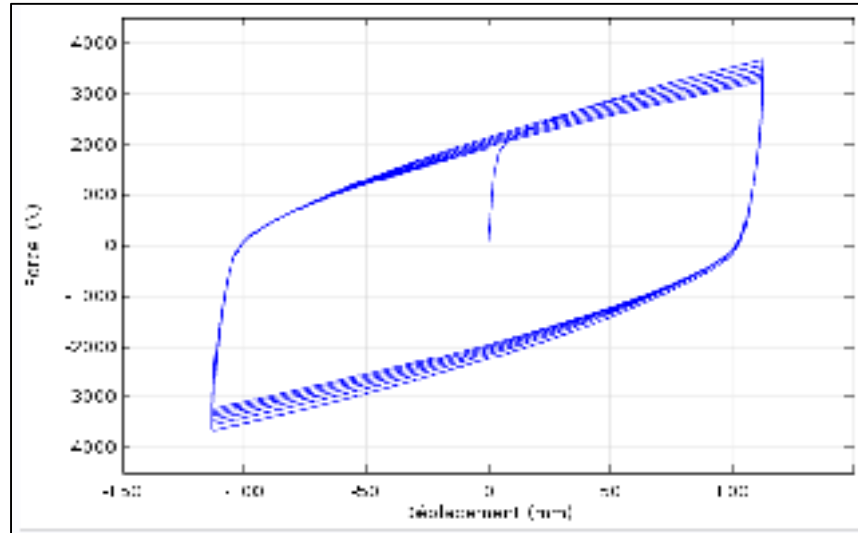


Figure 4.66 Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$

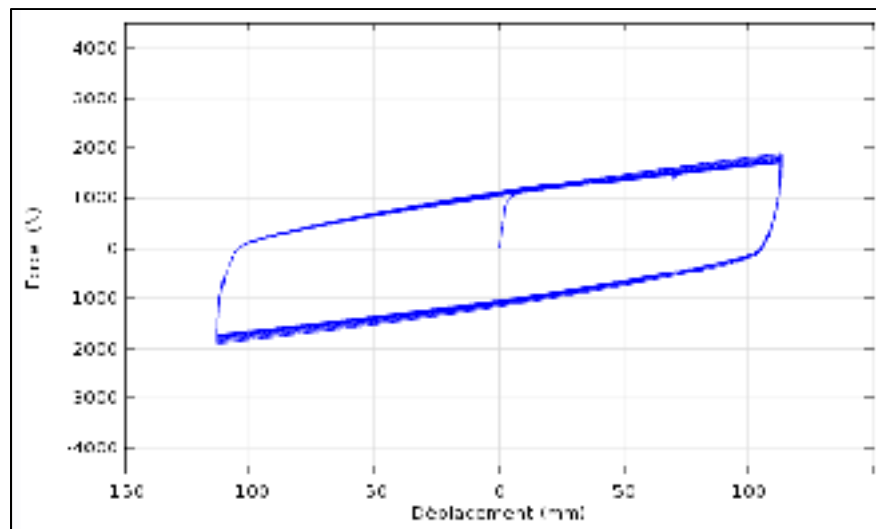


Figure 4.67 Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$

Les résultats des figures 4.66 et 4.67 représentent la relation force-déplacement de l'isolateur pour 6 cycles de chargement avec des températures initiales de -26°C et 20°C ont bien l'allure attendue. Il y a en effet une forte augmentation de la force caractéristique et de la

rigidité post-élastique lorsque l'essai est réalisé à basse température (-26°C) par rapport à celui réalisé à température ambiante (20°C). Il y a également une dégradation de ces propriétés au cours de l'essai et cela se constate à chaque cycle avec une courbe qui ne se superpose pas. Ces résultats sont bien cohérents avec ceux pour l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb de Buckle et al. (2006).

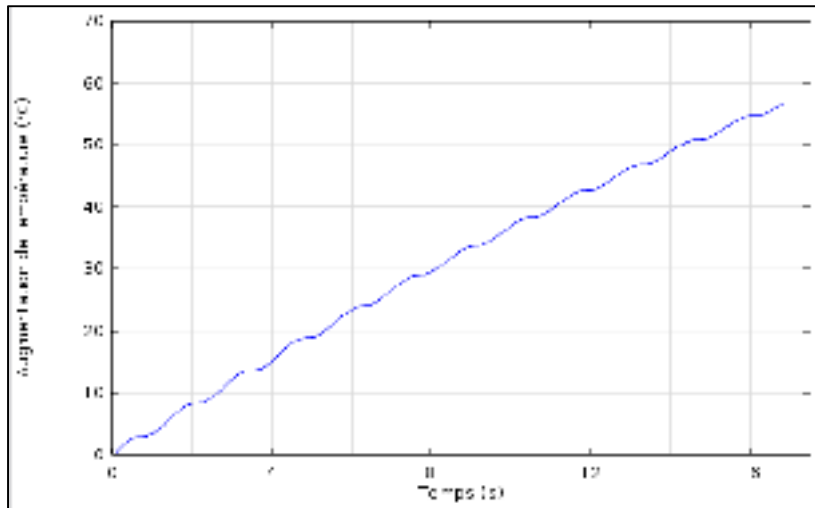


Figure 4.68 Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de -26°C

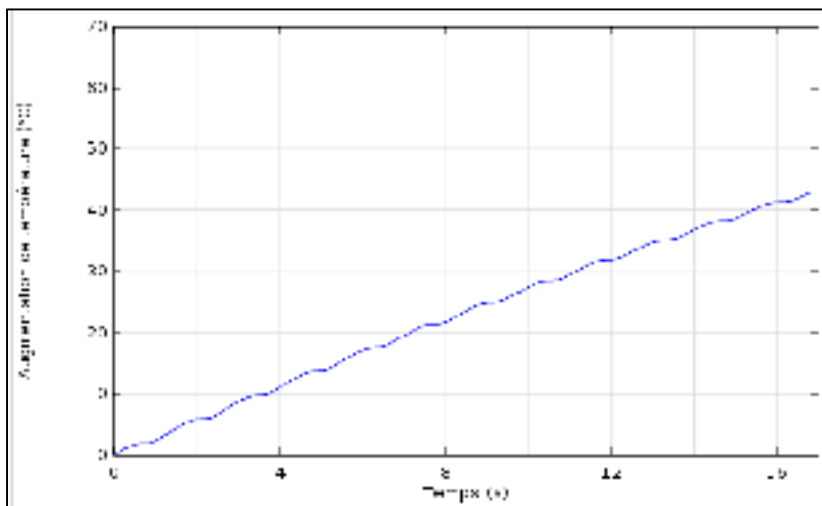


Figure 4.69 Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (HRB) pour une température d'essai de 20°C

Les figures 4.68 et 4.69 qui représentent l'augmentation de température au sein du noyau de plomb sont également cohérentes avec la revue de littérature. Celle-ci attestait d'une augmentation de température importante dans le noyau de plomb lorsqu'il est soumis à des chargements cycliques avec des valeurs pouvant atteindre l'ordre de grandeur de 20°C à 40°C par cycle dans des conditions standards (Constantinou *et al.*, 2007). À la fin des cycles de chargement, l'augmentation de température est de 56°C pour la simulation à basse température et de 42°C pour la simulation à température ambiante. Ces évolutions de la température interne du noyau de plomb au cours des simulations sont donc importantes et ont donc une influence directe sur le comportement des isolateurs en faisant baisser la limite d'élasticité du plomb.

C'est donc bien à fois la température interne initiale de l'isolateur et son augmentation de température au cours des cycles qui impacte son comportement, dans le cas des isolateurs en élastomère fretté à noyau de plomb. Les figures 4.70 et 4.71 ci-après, représentent la distribution de l'augmentation de température dans l'isolateur à la fin de la simulation : 6^e cycle de chargement (16,8 s) et montre que pour un isolateur bien confiné à l'aide des cales d'acier, l'augmentation de température dans l'élastomère est quasiment uniforme dans le noyau de plomb. À l'exception de la périphérie du noyau de plomb où il est en contact avec les plaques d'acier et l'élastomère, et où l'élévation de température est par conséquent inférieure due à la conduction thermique.

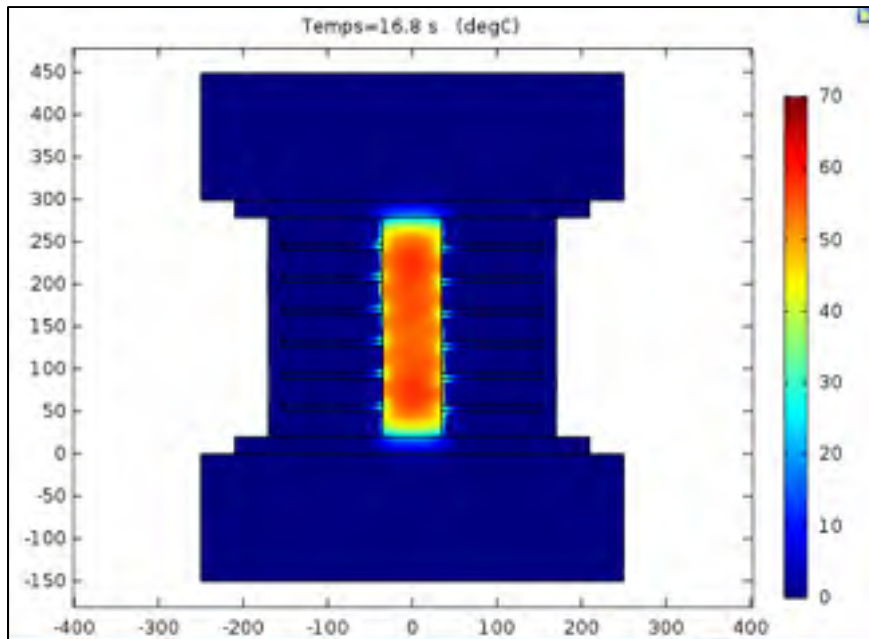


Figure 4.70 Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 16.8\text{s}$ (6 cycles)

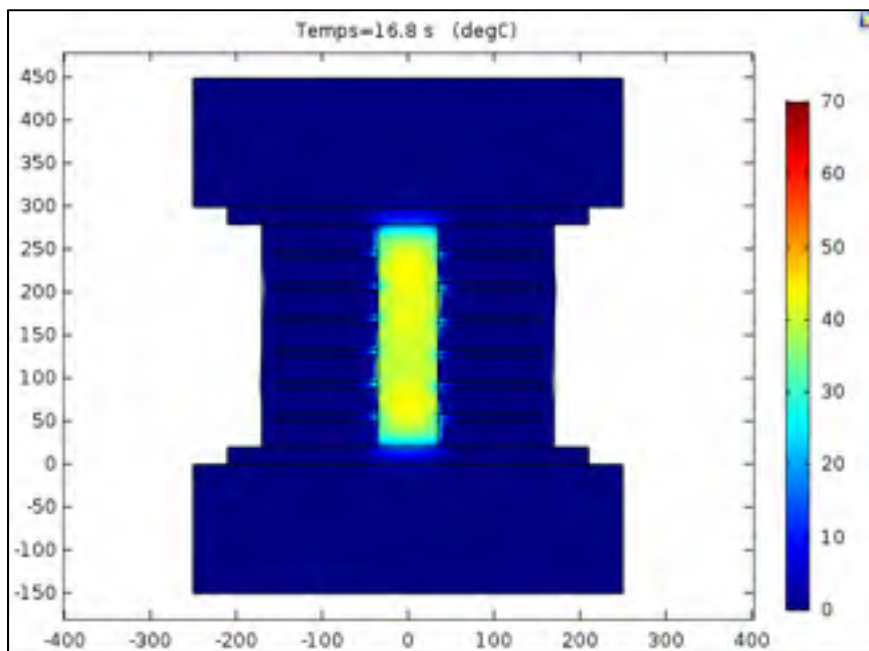


Figure 4.71 Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = 20^{\circ}\text{C}$ à $t = 16.8\text{s}$ (6 cycles)

4.4.2.3 Impact de l'augmentation de température pour 15 cycles à $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$

Cette dernière simulation reprend celle effectuée sur l'isolateur en élastomère fretté à noyau de plomb avec une température initiale de l'isolateur de -26°C , mais en soumettant cette fois l'isolateur à 15 cycles complets de chargement. Cette simulation plus longue permet d'observer la stabilisation progressive de la chaleur générée dans l'isolateur. Cette stabilisation est la conséquence de la diminution de la limite d'élasticité du plomb lorsque le noyau de plomb se réchauffe et qui tend à s'équilibrer progressivement avec la perte de chaleur par conduction avec le reste de l'isolateur qui est à basse température (-26°C).

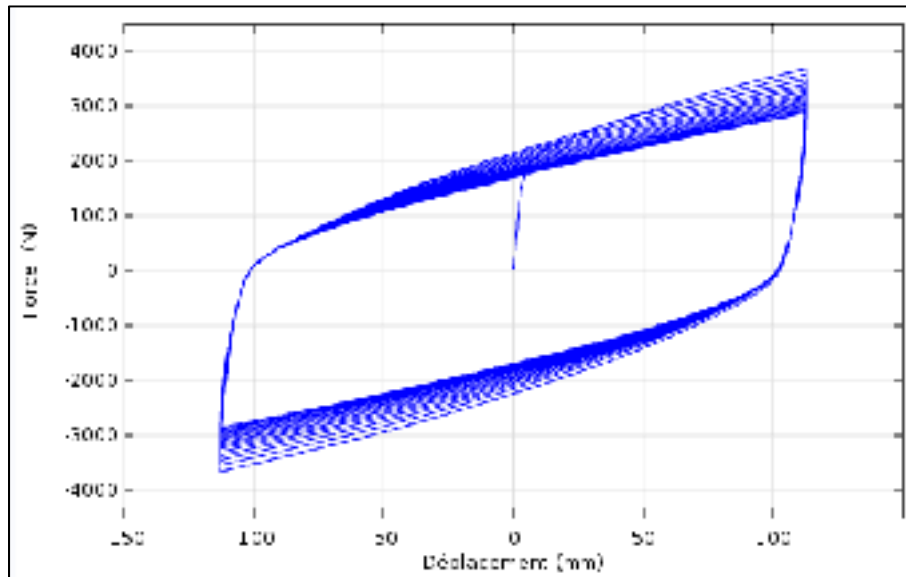


Figure 4.72 Relation force - déplacement de l'isolateur en élastomère fretté avec noyau de plomb (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$

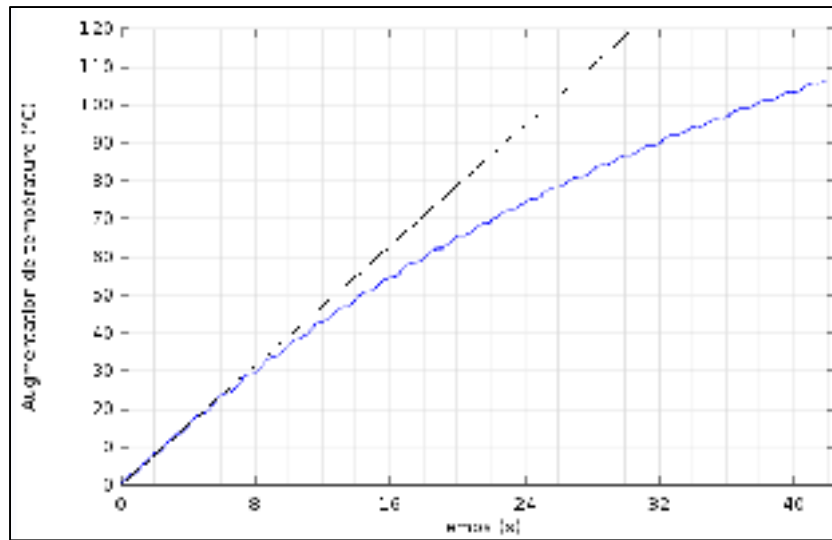


Figure 4.73 Augmentation de la température interne au centre de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$

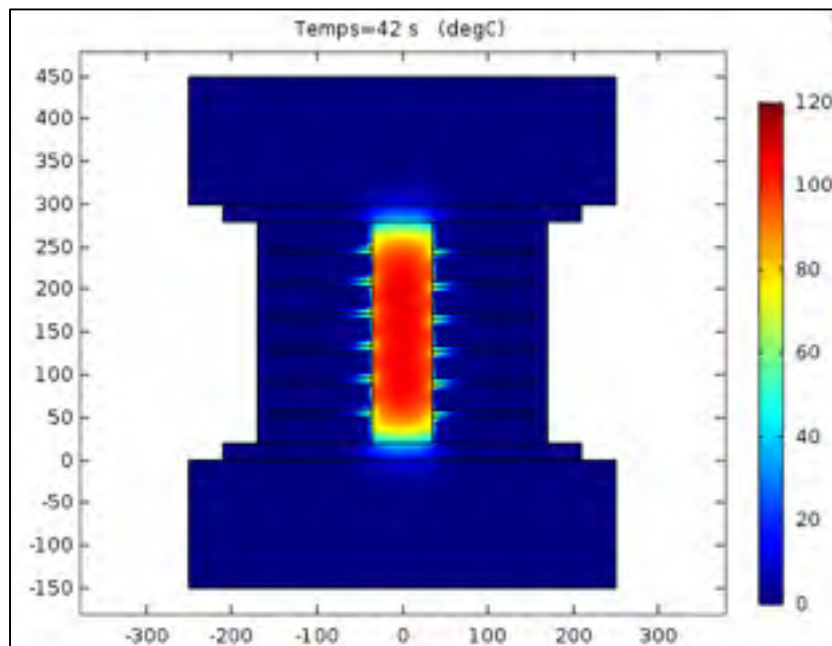


Figure 4.74 Augmentation de la température interne de l'isolateur (LRB) pour $T_{\text{essai}} = -26^{\circ}\text{C}$ à $t = 42\text{s}$ (15 cycles)

La figure 4.72 représentant la relation force-déplacement au cours des cycles montre une stabilisation progressive de la boucle d'hystérésis qui commence presque à se superposer pour les derniers cycles de la simulation. La figure 4.73, représentant l'augmentation de la température interne du noyau de plomb et la tangente à l'origine pour celle-ci souligne la réduction progressive de la chaleur générée ce qui est en cohérence avec la figure précédente et ce qui est attendu. Enfin, la figure 4.74 montre la température interne de l'ensemble de l'isolateur à la fin de la simulation (15^e cycle à 42 s). Il y a également une distribution logique de la température, avec une conduction majeure qui se produit au niveau des deux plaques d'acier, mais également au niveau des cales d'acier (mais avec une surface plus faible). La température interne du caoutchouc, même celui en contact avec le plomb, n'augmente quasiment pas, ce qui est une conséquence de la très faible conductivité thermique de l'élastomère.

CONCLUSION

L'objectif principal de ce projet de recherche est le développement d'une modélisation numérique d'appuis sismiques, sous chargements cycliques, à de basses températures permettant d'étudier l'interaction entre la thermodynamique de ces appuis et leurs propriétés hystérétiques mesurées par les essais.

La revue de littérature présentée au chapitre 1 a permis de tirer les conclusions suivantes des études existantes :

- la conception avec isolation sismique de la base, lorsqu'elle est appropriée, permet de réduire les coûts de construction et de préserver la fonctionnalité des ouvrages d'art;
- les systèmes d'isolation sismique permettent de découpler la réponse de la superstructure de celle du sol et de dissiper l'énergie du séisme par hystérésis au sein des appuis au lieu de la structure;
- les propriétés hystérétiques des isolateurs sismiques gouvernent le rendement sismique des ponts isolés à la base;
- les propriétés hystérétiques sont affectées par plusieurs paramètres les faisant varier dont notamment les basses températures;
- les basses températures impactent directement les propriétés mécaniques des matériaux composant les isolateurs appuis sismiques;
- la chaleur générée provoquée par l'énergie dissipée affecte également les propriétés hystérétiques.

Les codes de conception parasismiques demandent la prise en compte des basses températures lors des essais de qualification des appuis isolateurs sismiques. Pour le Canada, le CSA-S6-14 stipule que des essais à la température quotidienne moyenne minimale du lieu où doivent être implantés les appuis sont requis. Pour les États-Unis, l'AASHTO exige des essais à quatre basses températures associées aux quatre zones de température du territoire. Cependant il n'y a pas actuellement de cadre bien défini pour réaliser des essais à basses

températures, pour l'interprétation de leurs résultats et pour l'extrapolation de ces résultats à la réponse globale du pont. En particulier, l'effet de plusieurs paramètres et du couplage thermodynamique-mécanique sur la réponse hystérétique ne sont pas bien étudiés et compris.

Le chapitre 2 concerne les principes et équations du transfert de chaleur. Les différents mécanismes fondamentaux du transfert de chaleur y sont présentés. En particulier, il y est détaillé le mécanisme capital pour cette étude qu'est la conduction thermique. Ses équations de transfert de chaleur sont expliquées et les différentes conditions aux limites possibles sont détaillées.

Dans le chapitre 3, il a été question de la modélisation numérique des appuis isolateurs sismiques. Le logiciel d'éléments finis utilisé a été présenté et son choix justifié. Les modèles de comportement des matériaux composant les isolateurs ont été mis en place. Pour chaque matériau, le modèle idéalisé de son comportement a été présenté suivi du modèle choisi. Les raisons ayant poussés au choix des modèles sont détaillées ainsi que les différentes propriétés mécaniques et thermiques nécessaires pour ces modèles. En se basant sur la revue de littérature, les courbes d'évolutions des propriétés des matériaux dépendantes de la température ont été mises en place.

Le modèle pour l'acier a été choisi élastique linéaire avec l'ensemble de ces propriétés mécaniques et thermiques indépendantes de la température. Ce choix a été fait dans un souci de simplification de l'étude et au regard du très faible impact de l'acier sur le comportement des appuis isolateurs sismiques. Le modèle pour le plomb a été choisi bi-linéaire avec une limite élastique fortement dépendante de la température. Les variations de la limite élastique du plomb ont été définies en se basant sur les travaux de Kalpakidis (2008) présentés dans la revue de littérature. Le modèle pour le caoutchouc a été choisi bi-linéaire avec l'ensemble de ses propriétés mécaniques impactées par la température. Les variations des propriétés mécaniques du caoutchouc ont été définies en se basant sur les travaux de Cardone et Gesualdi (2012).

Les deux méthodes de prise en compte de chaleur générée ont ensuite été présentées. La première, issue des travaux de Kalpakidis (2008) et utilisables pour le plomb, se base uniquement sur la limite d'élasticité et le déplacement que le noyau de plomb subit. La seconde, utilisable pour tous matériaux présentant une boucle d'hystérésis, convertit l'énergie dissipée en source de chaleur. Enfin, les différents modèles géométriques utilisés pour les simulations sont présentés.

Les simulations effectuées, leurs résultats et les discussions sont présentés dans le chapitre 4 de ce mémoire. Cela concerne les quatre ensembles de simulations réalisés. Le premier ensemble analyse la durée nécessaire au refroidissement interne de deux types d'isolateurs en élastomère : HRB et LRB et pour quatre températures d'essais : -7°C , -15°C , -21°C et -26°C . Le second ensemble étudie l'augmentation de température au sein du noyau de plomb pour des simulations en 2D axisymétrique de transfert de chaleur. Le troisième ensemble s'intéresse à la modélisation choisie pour le caoutchouc. Et enfin le quatrième ensemble simule des HRB et LRB soumis à des chargements cycliques.

Les principales conclusions sont les suivantes :

- la durée nécessaire au refroidissement interne des isolateurs est importante et le conditionnement des isolateurs avant des essais à basses températures doit être réalisé avec précaution;
- les différences importantes de diffusivités thermiques des matériaux composant les isolateurs entraînent d'importantes variations dans leurs transferts thermiques;
- le modèle défini pour le comportement du caoutchouc se comporte de manière cohérente et reproduit des résultats conformes à ceux mesurés lors d'essais antérieurs, notamment en ce qui concerne la prédiction de l'augmentation de la température interne des appuis. Il est donc validé et adopté;
- la dissipation d'énergie au sein du caoutchouc est effectivement faible et entraîne une augmentation de température négligeable pouvant être ignorée;

- la dissipation d'énergie au sein du plomb est au contraire importante et entraîne une augmentation de température très importante ne pouvant être ignorée;
- la température de la structure d'essai ne semble pas impacter le comportement des isolateurs et les résultats, mais une étude plus approfondie est nécessaire;
- les basses températures impactent de manière importante le comportement des deux types d'isolateurs en élastomère fretté : HRB et LRB.

Cependant cette étude s'est concentrée sur la réalisation d'un modèle numérique. Cet objectif est considéré atteint. Il est cependant nécessaire de poursuivre ce travail notamment sur deux plans :

- en améliorant et enrichissant le modèle mis au point et en vérifiant certaines hypothèses;
- en exploitant ce modèle pour étudier de manière plus approfondie le comportement des appuis isolateurs sismiques sous basses température.

Les futurs travaux, qui nous paraissent prioritaires, sont les suivants :

- s'assurer de la validité de l'hypothèse d'isolation thermique des isolateurs durant les essais, c'est-à-dire ignorer la convection et le rayonnement potentiels subis par l'extérieur de l'isolateur;
- approfondir les modèles. Le modèle utilisé pour le caoutchouc reproduit assez fidèlement le comportement du caoutchouc et sa dissipation d'énergie, mais il est possible d'obtenir un modèle plus proche encore;
- effectuer des essais sur les matériaux afin d'obtenir une base de données pour leurs propriétés permettant d'affiner les données utilisées;
- augmenter la puissance de calculs disponible pour réaliser des simulations en 3D dont les résultats numériques pourront être comparés avec des valeurs obtenues lors d'essais;
- effectuer de plus amples simulations faisant varier les différents paramètres et conditions d'essai;

- réaliser des essais dans diverses conditions afin d'obtenir un ensemble de données permettant de s'assurer de la validité du modèle.

Enfin, cette étude s'est bornée à un ensemble précis d'appuis isolateurs sismiques. Il serait donc intéressant d'étendre la portée de l'étude à l'ensemble des appuis isolateurs sismiques utilisés pour l'isolation à la base. Il faudrait donc s'intéresser aux autres matériaux intervenant dans ces isolateurs tels que le Téflon (polytétrafluoroéthylène). Cela nécessitera de modéliser leurs comportements, leurs propriétés mécaniques et thermiques ainsi que leurs dissipations d'énergie.

BIBLIOGRAPHIE

- AASHTO. 2010. *Guide Specifications for Seismic Isolation Design, 3rd edition*. Washington DC : Highway Subcommittee on Bridges and Structures: American Association of State Highway and Transportation Officials.
- Abe, M., J. Yoshida et Y. Fujino. 2004a. « Multiaxial behaviors of laminated rubber bearings and their modeling. I: Experimental study ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 130, n° 8, p. 1119-1132.
- Abe, M., J. Yoshida et Y. Fujino. 2004b. « Multiaxial behaviors of laminated rubber bearings and their modeling. II: Modeling ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 130, n° 8, p. 1133-1144.
- ASM. 1979. *ASM Handbook, Volume 10 - Materials Characterization*. ASM International.
- Beji, A. 2015. « Effet de la variation des paramètres caractéristiques des isolateurs sismiques affectés par la température sur le comportement des ponts isolés ». Montréal, Ecole de Technologie Supérieure.
- Brisebois, P. 2012. « Combination of Thermal and Seismic Displacements for the Design of Base Isolation Systems of Bridges in Canada ». McGill University.
- Buckle, I. G., M. C. Constantinou, M. Diceli et H. Ghasemi. 2006. *Seismic isolation of highway bridges*.
- Cardone, D. et G. Gesualdi. 2012. « Experimental evaluation of the mechanical behavior of elastomeric materials for seismic applications at different air temperatures ». *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 64, n° 1, p. 127-143.
- Castaings, M., C. Bacon, B. Hosten et M. V. Predoi. 2004. « Finite element predictions for the dynamic response of thermo-viscoelastic material structures ». *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 115, n° 3, p. 1125-1133.
- Chabert, A. 1993. « Les élastomères dans les travaux publics et le bâtiment (appareils d'appui à base d'élastomère) ». *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, n° 183.
- Chen, W. et L. Duan. 2014. *Bridge Engineering Handbook: Construction and Maintenance*. CRC press.
- Chen, W. et C. Scawthorn. 2003. *Earthquake engineering handbook*. CRC press.

- Chiomento, A. 2012. « Vulnérabilité sismique des piles de ponts rectangulaires sous-armées dans l'est canadien ». École de Technologie Supérieure, 287 p.
- Constantinou, M. C., I. V. Kalpakidis, A. Filiatrault et R. A. E. Lay. 2011. *LRFD-based analysis and design procedures for bridge bearings and seismic isolators*. MCEER.
- Constantinou, M. C., A. S. Whittaker, Y. Kalpakidis, D. M. Fenz et G. P. Warn. 2007. *Performance of seismic isolation hardware under service and seismic loading*. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research.
- CSA. 2014. *CAN/CSA-S6-14 - Code Canadien Sur Le Calcul Des Ponts Routiers*. Mississauga, Ont. : Association canadienne de normalisation: Association canadienne de normalisation et Conseil canadien des normes., 948 p.
- Davis, J.R. 1995. *ASM Specialty Handbook: Tool Materials*. ASM International.
- Dhiradhamvit, K. 2009. « Using structural health monitoring data to evaluate performance of Rapid-Set concrete and using lead-core rubber base isolator to protect highway bridges ». M.S. Ann Arbor, California State University, Fresno, 125 p.
- Dion, C. 2010. « Etude numérique et expérimentation du comportement dynamique des ponts avec isolateurs et amortisseurs sismiques ». École Polytechnique de Montréal.
- Fuller, K. N. G., J. Gough et A. G. Thomas. 2004a. « The effect of low-temperature crystallization on the mechanical behavior of rubber ». *Journal of Polymer Science, Part B (Polymer Physics)*, vol. 42, n° 11, p. 2181-90.
- Fuller, K. N. G., J. Gough et A. G. Thomas. 2004b. « The effect of low-temperature crystallization on the mechanical behavior of rubber ». *Journal of Polymer Science, Part B: Polymer Physics*, vol. 42, n° 11 SPEC. ISS., p. 2181-2190.
- Gajewski, M., R. Szczerba et S. Jemioło. 2015. « Modelling of Elastomeric Bearings with Application of Yeoh Hyperelastic Material Model ». *Procedia Engineering*, vol. 111, p. 220-227.
- Guizani, L. 2003. « Sur l'isolation sismique des ponts au Canada ». *10e Colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art*.
- Guizani, L. 2007. « Isolation sismique et technologies parasismiques pour les ponts au Québec: Mise au point ». *14e Colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art*.
- Hofmann, W. 1970. *Lead and lead alloys*. Springer.
- Houdé, M. 2013. *Transfert de chaleur*. Université de Technologie de Compiègne.

- Johnson, A. R. et T. Chen. 2005. « Approximating thermo-viscoelastic heating of largely strained solid rubber components ». *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 194, n° 2-5 SPEC. ISS., p. 313-325.
- Kalpakidis, I. V. 2008. « Effects of heating and load history on the behavior of lead-rubber bearings ». Buffalo, State University of New York.
- Kalpakidis, I. V. et M. C. Constantinou. 2009a. « Effects of heating on the behavior of lead-rubber bearings. I: Theory ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 135, n° 12, p. 1440-1449.
- Kalpakidis, I. V. et M. C. Constantinou. 2009b. « Effects of heating on the behavior of lead-rubber bearings. ii: Verification of theory ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 135, n° 12, p. 1450-1461.
- Kalpakidis, I. V., M. C. Constantinou et A. S. Whittaker. 2010. « Effects of large cumulative travel on the behavior of lead-rubber seismic isolation bearings ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 136, n° 5, p. 491-501.
- Kikuchi, M. et I. A. N. Aiken. 1997a. « An analytical hysteresis model for elastomeric seismic isolation bearings ». *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 26, n° 2, p. 215-231.
- Kikuchi, M. et I. D. Aiken. 1997b. « An analytical hysteresis model for elastomeric seismic isolation bearings ». *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 26, n° 2, p. 215-231.
- Kumar, M., A. S. Whittaker et M. C. Constantinou. 2015. « Response of base-isolated nuclear structures to extreme earthquake shaking ».
- Luo, R. K., W. X. Wu et W. J. Mortel. 2005. « A method to predict the heat generation in a rubber spring used in the railway industry ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F (Journal of Rail and Rapid Transit)*, vol. 219, n° F4, p. 239-44.
- Marchio, D. et P. Reboux. 2003. *Introduction aux transferts thermiques*. Presses des MINES.
- Nikolic-Brzev, S. et A. S. Arya. 1996. « Seismic isolation of masonry buildings-an experimental study ». *Proceedings of 11th World Conference on Earthquake Engineering*. p. 23-28.
- Park, D., W. Hong, S. Kim et H. Kim. 2000. « Heat generation of filled rubber vulcanizates and its relationship with vulcanizate network structures ». *European polymer journal*, vol. 36, n° 11, p. 2429-2436.

- Pešek, L., L. Půst et P. Šulc. 2007. « FEM modeling of thermo-mechanical interaction in pre-pressed rubber block ». *Engineering Mechanics*, vol. 14, n° 1-2, p. 3-11.
- Pozo, F., F. Ikhoulane, G. Pujol et J. Rodellar. 2006. « Adaptive backstepping control of hysteretic base-isolated structures ». *Journal of Vibration and Control*, vol. 12, n° 4, p. 373-94.
- Pozo, F., F. Ikhoulane et J. Rodellar. 2005. « Control of hysteretic base-isolated structures: An adaptive backstepping approach ». *44th IEEE Conference on Decision and Control, and the European Control Conference, CDC-ECC '05*, . (Seville, Spain) Vol. 2005, p. 5516-5521. Inst. of Elec. and Elec. Eng. Computer Society.
- Priestley, M. J. N., F. Seible et G. M. Calvi. 1996. *Seismic design and retrofit of bridges*. John Wiley & Sons.
- Priestley, M. J. N., F. Seible et G. M. Calvi. 2007. « Seismic Design and Retrofit of Bridges ». John Wiley & Sons, Inc.
- Quaglioni, V., M. Bocciarelli, E. Gandelli et P. Dubini. 2014. « Numerical assessment of frictional heating in sliding bearings for seismic isolation ». *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 18, n° 8, p. 1198-1216.
- Quaglioni, V., P. Dubini et C. Poggi. 2012. « Experimental assessment of sliding materials for seismic isolation systems ». *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 10, n° 2, p. 717-740.
- Rankin, D. W. H. 2009. « CRC handbook of chemistry and physics, 89th edition, edited by David R. Lide ». *Crystallography Reviews*, vol. 15, n° 3, p. 223-224.
- Reese, S. 2003. « A micromechanically motivated material model for the thermo-viscoelastic material behaviour of rubber-like polymers ». *International Journal of Plasticity*, vol. 19, n° 7, p. 909-940.
- Robinson, W. H. 1982. « Lead-rubber hysteretic bearings suitable for protecting structures during earthquakes ». *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 10, n° 4, p. 593-604.
- Robinson, W. H. 2011. « Lead-rubber hysteretic bearings suitable for protecting structures during earthquakes ». *Seismic Isolation and Protection Systems*, vol. 2, n° 1, p. 5-19.
- Skinner, R. I., W. H. Robinson et G. H. McVerry. 1993. « An introduction to seismic isolation ». *Strain*, vol. 29, n° 3, p. 99-100.
- Stanton, J. F. et C. W. Roeder. 1982. « Elastomeric bearings design, construction, and materials ». *NCHRP report*, n° 248.

- Takaoka, E., Y. Takenaka, A. Kondo, M. Hikita et H. Kitamura. 2008. « Heat-mechanics interaction behavior of laminated rubber bearings under large and cyclic lateral deformation ». *Proceedings of the 14th Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China*. p. 12-17.
- Taylor, A. W., A. N. Lin et Jonathan W Martin. 1992. « Performance of elastomers in isolation bearings: a literature review ». *Earthquake spectra*, vol. 8, n° 2, p. 279-303.
- Vandenbroucke, A. 2010. « Etude du comportement mécanique pour différentes températures d'un élastomère: caractérisations expérimentale et numérique ». Lorient, Université de Bretagne Sud.
- Wang, Z. et G. C. Lee. 2009. « A comparative study of bridge damage due to the Wenchuan, Northridge, Loma Prieta and San Fernando earthquakes ». *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, vol. 8, n° 2, p. 251-61.
- Yakut, A. et J. A. Yura. 2002. « Parameters influencing performance of elastomeric bearings at low temperatures ». *Journal of Structural Engineering*, vol. 128, n° 8, p. 986-994.