

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLICUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE
جامعة عمّار ثليجي بالأغواط
UNIVERSITE AMAR TELIDJI LAGHOUAT
كلية العلوم و الهندسة
FACULTE DE TECHNOLOGRE
DEPARTEMENT DE GÉNIE CIVIL

Mémoire de MASTER

Domaine : Sciences et techniques
Filière : Génie civil
Option : Conception et calcul des structures en
génie civil

Par :

Rahmani Halima et Souici Imene

THEME

**Etude comparative analytique du comportement des éléments en
béton armé des barres en polymères renforcés de fibres de verre
sous charges thermiques et sous charges combinées thermiques et
mécaniques.**

Soutenu publiquement devant le jury composé de:

<i>Melle Djoudi Amina</i>	<i>M.C.B</i>	<i>Présidente</i>
<i>Mme Merghoub Messaouda</i>	<i>M.A.A</i>	<i>Examinatrice</i>
<i>Melle Bellakehal Hizia</i>	<i>M.C.B</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>Mr.Zaidi Ali</i>	<i>Pr</i>	<i>Co-rapporteur</i>

Année Universitaire 2015/2016

REMERCIEMENTS

*On a l'honneur d'être dirigé par Madame **Belakehal Hizia** dans cette étude. On a bénéficié, grâce à elle, d'une meilleure orientation, non seulement sur le plan scientifique, mais aussi sur le plan humain. on tiens à elle témoigner toute notre gratitude pour l'aide et le temps précieux qu'elle nous a apportés.*

*On remercie notre Co- encadreur de mémoire. Monsieur **Zaidi Ali** professeur au département de génie civil université Amar Telidji de Laghouat, d'avoir accepté de diriger ce travail.*

On tient a remercier les membres de jurée qui ont accepté de nous examiner représentés par :

*Présidente Melle **Djoudi Amina***

*Examinatrice Mme **Merghoub Messaouda***

Enfin, on dit un grand merci pour tous les enseignants qui nous ont enseigné, et en particulier les enseignants du département de génie civil.

Résumé

Afin d'éviter le problème de la corrosion du béton armé dans les constructions, des nombreuses études ont été réalisées pour créer des solutions efficaces pour ces problèmes, parmi lesquelles l'incorporation des barres résistants à la corrosion telle que les barres en Polymère Renforcé de Fibres (PRF) qui se caractérisent par leur résistance élevée, leur longue durée de vie et leur performance mécanique. En revanche, ce type des polymères peut engendrer quelques inconvénients sur la sécurité de l'ouvrage sous hautes températures, à cause du manque de la compatibilité thermique entre le béton durci et les barres en PRF, en particulier dans la direction transversale. L'objectif de cette étude est d'examiner l'effet de la variation de températures sur les déformations et les contraintes dans le béton et les barres en PRF, des éléments cylindriques en béton axialement armé de barres en PRF, sous chargement thermique et sous chargements combinés thermique et mécanique. Une comparaison entre les deux types de chargement permet d'évaluer l'effet de la charge mécanique sur ces déformations et contraintes. Une étude paramétrique est effectuée afin d'évaluer les effets des différents paramètres, comme la résistance du béton et le rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b) et le coefficient de dilatation thermique, sur ces déformations et contraintes.

Abstract

To avoid the problem of corrosion in reinforced concrete buildings, many studies have been done to create effective solutions to these problems, including the incorporation of the bars resistant to corrosion such as bars Reinforced Polymer (FRP) which are characterized by their high strength, their long life and their mechanical performance. However, such polymers can cause some inconvenient on the safety of the structure under high temperatures; due to lack of thermal compatibility between hardened concrete and FRP bars, especially in the transverse direction. The objective of this study is to examine the effect of temperature variation on the deformations and stress in the concrete and FRP bars; cylindrical concrete axially reinforced with FPR bars under thermal load and under combined mechanical thermal loadings. A comparison between the two types of loading makes it possible to evaluate the effect of the mechanical load on these strains and stresses. A parametric study was conducted to evaluate the effects of various parameters such as the strength of concrete and the ratio of concrete cover thickness to FRP bar diameter (c/d_b) and coefficient of thermal expansion on these strains and stress.

ملخص

لتجنب مشكلة التآكل في الخرسانة المسلحة على البنايات العديد من الدراسات بذلت لإيجاد حلول فعالة لهذه المشكلات، من بين هذه الحلول ادماج قضبان مقاومة للتآكل البوليمر المقوى بالألياف RFP التي تتميز بقوة عالية، ومدة الحياة الطويلة والأداء الميكانيكي القوي. وذلك، يمكن لهذه البوليمرات ان تسبب بعض المضايقات على سلامة البناء تحت درجات حرارة عالية،و ذلك بسبب عدم توافق الحراري بين القضبان والخرسانة، خصوصا في الاتجاه العرضي. الهدف من هذه الدراسة هو دراسة تأثير اختلاف درجة الحرارة على التشوهات والتشدد في الخرسانة لعينات اسطوانية الشكل مسلحة محوريا تحت تأثير مزدوج حراري ميكانيكي بالمقارنة بين هذين النوعين من التحميل يمكننا تقييم تأثير الحمل الميكانيكي على العينات. وقد اجريت دراسة تحليلية لآثار عوامل مختلفة مثل قوة الخرسانة .نسبة سماكة الطلاء الخرساني على قطر القضيب (d/c_b)، و معامل التمدد الحراري على التشوهات و الاجتهادات.

Table des matières

Table des matières

Introduction générale

Introduction générale.....	1
Généralités	1
Problématique.....	2
Objectif de l'étude	2

Chapitre 01 : Revues de la littérature

1. Revue de littérature	4
1.1. Barres d'armatures en polymères renforcés de fibre (PRF)	4
1.1.1. Constituants des PRF	4
1.1.1.1. Fibres.....	4
1.1.1.1.1. Fibres de verre.....	5
1.1.1.1.2 Fibres de carbone	5
1.1.1.1.2.1 Fibres isotropiques « PITCH » :.....	6
1.1.1.1.2.2 Fibres polyacrylonitrile « PAN » :.....	6
1.1.1.1.3 Fibres d'aramide.....	6
1.1.1.2. Résines	7
1.1.1.2.1 Avantages des types de résines	9
1.1.1.2.1.1 Les résines époxydes	9
1.1.1.2.1.2 Résines polyesters	9
1.1.1.2.1.3 Résines vinylesters	9
1.1.1.2.2 Les Points faibles des résines sont :	10
1.1.1.2.2.1 Résines époxydes	10
1.1.1.2.2.2 Résines polyesters	10
1.1.1.2.2.3 Résines vinylesters	10
1.1.1.3. Agents de couplage	10

Table des matières

1.1.1.3.1. Additifs et autres ajouts	11
1.1.1.3.2. Procédé de fabrication des produits en PRF.....	11
1.1.1.3.2.1 La pultrusion	11
1.1.1.3.2.2. Le tressage.....	12
1.1.1.3.2.3. L'enroulement filamentaire	12
1.1.1.3.3. Exemples d'armatures en PRF	12
1.1.1.3.3.1 Produits en polymères renforcés de fibres de verre (PRFV)[ISIS CANADA, 2001].....	12
1.1.1.3.3.2 Produits en polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC)[ISIS CANADA, 2001]	14
1.1.1.3.4. Propriétés physiques des armatures en PRF.....	14
1.1.1.3.5. Propriétés mécaniques des armatures en PRF	15
1.1.1.3.5.1 Module d'élasticité longitudinal E_l	16
1.1.1.3.5.2 Module d'élasticité transversal E_t	19
1.1.1.3.5.4 Coefficient de Poisson.....	19
1.1.1.3.6. Comportement mécanique des tiges en matériaux composites sous hautes températures	20
1.1.1.3.6.1. Résistance en traction et module d'Young.....	20
1.1.1.3.6.2 Comportement à la fatigue des PRF sous l'effet de la température ..	21
1.1.1.3.6.3 Comportement des matériaux composites à basses températures	21
1.1.1.3.6.4. Comportement thermique des barres en PRF ancrées dans le béton.....	22

Chapitre 02: Comportement des éléments en béton armé des barres en PRF sous charge thermique

2.1 Introduction :	25
2.2. Contraintes dans le béton dues à la pression radiale P	26
2.3. Déformations dans le béton dues à la pression radiale P	28

Table des matières

2.4. Déformations dans le béton dues à la pression radiale P et à la variation de température ΔT	30
2.5. Déformation transversale de la barre en PRF due à l'effet de la pression radiale P et à la variation de température ΔT	30
2.6. Pression radiale P	31
2.7. Variation de température (ΔT_{cr}) produisant la première fissure :	32
<u>Chapitre 03: Comportement des éléments en béton armé des barres en PRF sous charge thermique et mécaniques</u>	
3.1. Introduction	33
3.2. Contraintes dans le béton dues à la pression radiale P	33
3.3. Déformations dans le béton dues à la pression radiale, à la température et à la charge axiale	36
3.4. Déformation transversale de la barre en PRF due à l'effet de la pression radiale P , de la charge axiale N et de la variation de température ΔT	38
3.5. Pression radiale P	40
3.6. Variation de température produisant la première fissure ΔT_{cr}	41
<u>Chapitre 04: Etude comparative analytique du comportement thermique et thermomécanique des éléments en béton armé des barres en PRF</u>	
4.1. Introduction	42
4.2 Evaluation de la pression radiale :	43
4.2.1 Effet de la variation du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft}):	43
4.2.2. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} :	45
4.2.3. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b):	47
4.3. Evaluation de la contrainte circonférentielle transversale du béton :	48

Table des matières

4.3.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton f^c_{28} :.....	48
4.3.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b):	50
4.3.3. Effet de la variation de la charge mécanique appliquée	51
4.4. Evaluation de la déformation transversale à la surface extérieure du béton : ..	52
4.4.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton :	52
4.4.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b):	54
4.4.3. Effet de la variation de la charge mécanique appliquée	56
4.5. Evaluation de la déformation circonférentielle à l'interface	57
4.5.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton	57
4.5.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b)	59
4.6. Variation de température (ΔT_{cr}) produisant la première fissure radiale à l'interface barre/béton :	59
4.6.1. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b) :	59
4.6.2. Effet de la variation du coefficient d'expansion thermique (CET) transversale de la barre en PRF	60
CONCLUSIONS	62
BIBLIOGRAPHIE	

Liste des figures

Figure 1.1 : Courbes contrainte/déformation des PRF, des fibres et de la matrice [ISIS Canada, 2001].....	4
Figure 1.2 : Procédé de fabrication des PRF par pultrusion.....	11
Figure 1.3 : Armature en PRF de nom commercial C-BAR.....	12
Figure 1.4 : Armature en PRF de nom commercial ISOROD.....	13
Figure 1.5 : Treillis en PRF de nom commercial NEFMAC.....	13
Figure 1.6 : Armature en PRF de nom commercial ROTAFLEX.....	13
Figure 1.7 : Armature en PRF de nom commercial LEADLINE.....	14
Figure 1.8 : Courbes contrainte/déformation de différentes armatures en PRF. [ISIS CANADA, 2001]	18
Figure 2.1 : Modèle Axisymétrique d'un cylindre en béton armé de barre en PRF centrée au milieu. (a) Pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton. (b) Contrainte radiale et circonférentielle dans l'élément 1. [ZAIDI, 2006].....	25
Figure 3.1 Modèle Axisymétrique d'un cylindre en béton armé de barre en PRF centrée au milieu. (a) Pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton. (b) Contrainte radiale et circonférentielle dans l'élément 1.....	33
Figure 4.1 : Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> sous charges thermique et mécanique _ Effet du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft}).....	44
Figure 4.2 : Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> sous charges thermique seule_ Effet du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft}).....	44

Figure 4.3: Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> pour $f'_{c28} = 25\text{Mpa}$, $\alpha_{ft} = 27 \text{ E-06}/^\circ\text{C}$	45
Figure 4.4: Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}	46
Figure 4.5: Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la résistance du béton (f'_{c28}) pour une variation de températures de 100°C et une charge axiale de $20\% F_u$	46
Figure 4.6 : Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b).....	47
Figure 4.7: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> pour $f'_{c28} = 25\text{Mpa}$	48
Figure 4.8: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}	49
Figure 4.9: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la résistance du béton (f'_{c28}) pour une variation de températures de 100°C et une charge axiale de $20\% F_u$	50
Figure 4.10 : Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b).....	51
Figure 4.11 : Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet de la charge mécanique appliquée.....	52

Figure 4.12: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température pour $f'_{c28} = 25\text{Mpa}$	53
Figure 4.13: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température _ Effet de la résistance de béton f'_{c28}	53
Figure 4.14: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température sous charge combinée thermique et mécanique _ Effet de la variation du rapport (c/d_b)	55
Figure 4.15: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température sous charge thermique _ Effet de la variation du rapport (c/d_b)	55
Figure 4.16: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température _ Effet de la charge mécanique appliquée.....	56
Figure 4.17 : Déformations ciconférentille à l'interface barres/béton en fonction de la variation de température pour $f'_{c28}=25\text{MPa}$	57
Figure 4.18: Déformation ciconférentille à l'interface barres/béton en fonction de la variation de température _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}	58
Figure 4.19: Déformations circonférentielles à l'interface <i>barre/béton</i> _ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b)	59
Figure 4.20: Variation de température produisant la première fissure (ΔT_{cr}) à l'interface <i>barre/béton</i> en fonction du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b)	60
Figure 4.21 : Variation de température produisant la première fissure (ΔT_{cr}) à l'interface <i>barre/béton</i> en fonction du coefficient d'expansion thermique transversale de la barre.....	61

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Propriétés mécaniques des fibres de verre [ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996 ; MALLICK, 1988, 1993].....	5
Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques des fibres de carbone[ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996].....	6
Tableau 1.3 : Propriétés mécaniques des fibres d'aramide[ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996].....	7
Tableau 1.4 : Propriétés des résines thermodurcissables [ISIS CANADA, 2001].....	8
Tableau 1.5 : Densités typiques des barres d'armature en PRF [ACI, 2003].....	14
Tableau 1.6 : Coefficients d'expansions thermiques typiques des barres d'armature en PRF[ACI 440.1R.01, 2001].....	15
Tableau 1.7 : Comparaison des propriétés mécaniques en traction des barres d'armatures en PRF et acier [ACI, 2003].....	18
Tableau 4.1 : Propriétés mécanique du béton.....	42
Tableau 4.2 : Propriétés mécaniques et thermiques des barres d'armatures en PRFV.....	43

LISTE DES SYMBOLES

a : rayon de l'armature en PRF;
 b : distance mesurée à partir de centre de gravité de la barre en PRFV jusqu'à la surface externe d'enrobage;
 c : épaisseur d'enrobage du béton;
 d_b : diamètre de la barre d'armature;
 E_c : module d'élasticité du béton;
 E_l : module d'élasticité de la barre en PRF dans la direction longitudinale;
 E_t : module d'élasticité de la barre en PRF dans la direction transversale;
 f_{c28} : résistance à la compression du béton;
 f_{ct28} : résistance à la traction du béton;
 f_{fu} : résistance à la traction ultime de la barre en PRF;
 P : Pression radiale exercée par la barre en PRF sur le béton;
 r : rapport du rayon de la distance b au rayon de la barre $r = b/a = 2.c/d_b + 1$;
 T_g : température de transition vitreuse;
 α_c : coefficient d'expansion thermique du béton;
 α_l : coefficient d'expansion thermique longitudinal de la barre en PRF;
 α_t : coefficient d'expansion thermique transversal de la barre en PRF;
 ΔT : variation de température;
 ΔT_{cr} : variation de température produisant la première fissure dans le béton à l'interface armature en PRF/béton;
 ΔT_{sp} : variation de température produisant la rupture de l'enrobage du béton;
 ε_{ft} : déformation circonférentielle de la barre en PRF;
 ε_{ct} : déformation circonférentielle dans le béton;
 ν_c : coefficient de Poisson du béton;
 ν_{tt} : coefficient de Poisson de la barre en PRF dans la direction transversale (le premier indice indique la direction transversale de l'application de la contrainte et le deuxième indice indique la direction transversale dans laquelle on détermine la déformation);
 ν_{lt} : coefficient de Poisson de la barre en PRF dans la direction longitudinale.

Introduction générale

1. Introduction générale

1.1. Généralités

Les matériaux composites appelés polymères renforcés de fibres (PRF) ont été utilisés depuis des décennies en aéronautique, en aérospatial, dans le secteur de l'automobile et dans d'autres domaines (militaires; fabrication des articles sportifs...). Leur utilisation dans les travaux de génie civil date des années 50 où les barres d'armature à base de fibres de verre (PRFV) ont été étudiées pour la première fois dans une structure en béton. Mais ce n'est que dans les années 70 que les PRF ont finalement été considérés dans des applications en génie civil. Leur utilisation dans les structures en béton est devenue comme l'une des solutions les plus efficaces au problème de la corrosion de l'acier. [ZAIDI, 2006]

De part leur résistance à la corrosion, les PRF offrent d'autres avantages tels que [ERKI et RIZKALLA, 1993] :

- Un rapport de résistance/masse volumique élevé (10 à 15 fois plus grand de l'acier) ;
- Une neutralité électromagnétique (conductivité électrique et magnétique nulle) ;
- Une excellente résistance à la fatigue, particulièrement pour les PRF à base de fibres de carbone et d'aramide (3 fois plus grande que celle de l'acier).
- Un poids léger (1/7 à 1/5 de l'acier) ;
- Un coefficient d'expansion thermique longitudinale faible, particulièrement pour les PRF à base de carbone.

Cependant, les armatures en PRF possèdent certains inconvénients tels que [ERKI et RIZKALLA, 1993] :

- Un coût élevé pour certains PRF (PRF de carbone) ;
- Un faible module d'élasticité ;
- Une sensibilité aux rayons ultra-violets et à l'humidité, particulièrement les fibres à base d'aramide ;

-
- Une incompatibilité thermique avec le béton particulièrement dans la direction transversale.

1.2. Problématique

La meilleure solution conçue pour éradiquer la corrosion des aciers dans les constructions de béton armé est l'incorporation des armatures en PRF dans le béton. Cependant, les comportements du béton sont différents à ceux des matériaux en PRF; ce qui engendre quelques inconvénients sur les structures grâce à la perte considérable de la résistance et grâce au manque de la compatibilité thermique entre le béton et les barres en PRF pour cela la structure peut être affectée significativement.

Sous l'effet thermique, les barres en PRF se dilatent, cette dilatation thermique joue un rôle très important sur la valeur de la pression radiale produite à l'interface PRF /béton induisant des contraintes de traction dans le béton sous des températures élevées.

Ces contraintes de traction peuvent causer la réduction de la rigidité de la structure et la perte de l'adhérence entre la barre et le béton et éventuellement l'apparition des fissures dans la structure.

Des nombreuses recherches ont été menées sur le comportement du béton armé en PRF sous l'effet de charge mécanique; par contre l'effet de la charge combinée mécanique et thermique n'a pas été largement étudié dans la littérature et ceci pose le problème le plus important de cette étude.

1.3. Objectif de l'étude

L'objectif principal de ce projet de fin d'études est d'étudier le comportement thermique des éléments cylindriques en béton armé de barres en PRF et comportement de ces éléments sous l'effet des charges combinées thermique et mécanique, et faire une étude comparative entre ces deux comportements, éventuellement, les effets de la charge thermique et des charges combinées thermique et mécanique sur :

- ✓ La pression radiale
- ✓ La déformation circonférentielle à l'interface PRF/béton
- ✓ La contrainte circonférentielle à l'interface PRF/béton
- ✓ La déformation transversale à la surface extérieure du béton

✓ La variation de la température produisant la première fissure ΔT_{cr}
Ainsi, d'évaluer l'effet de la variation de la résistance du béton à la compression et l'effet de la variation du rapport d'épaisseur d'enrobage de béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b) sur le comportement thermique et thermomécanique du béton.

Afin d'atteindre nos objectifs, les volets de cette étude sont réalisés à travers les étapes suivantes :

- Etudier l'effet de la variation de la résistance du béton f_{c28} (25, 30, 35, 40 et 50 MPa) sur le comportement des cylindres en béton armé en PRF soumises à des températures variantes -50°C à $+100^{\circ}\text{C}$
- Etudier l'effet du rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre c/d sur le comportement des cylindres en béton armé des barres en PRF ($c/d= 25/25, 35/25, 30/16, 40/16, 25/19$)
- Etudier le comportement thermique et thermomécanique des cylindres en béton armé des barres en PRF soumises à une charge mécanique allant de 10% , 15%, 20%, 30%, 40% de la résistance ultime des barres.
- Etudier l'effet de coefficient d'expansion thermique transversale des barres sur la pression radiale exercée sur le béton et la variation de température produisant la première fissure radiale dans le béton.

Chapitre 1 :

Revue de littérature

1. Revue de littérature

1.1. Barres d'armatures en polymères renforcés de fibre (PRF)

1.1.1. Constituants des PRF

Les produits en PRF sont constitués d'une résine appelée matrice et de fibres appelées renfort. Comme il est montré à la Figure 2.1, les fibres sont plus résistantes que la matrice. Dans la mesure où les fibres fournissent la résistance et la rigidité au PRF, le volume de fibres devrait être supérieur à 10 %. Les propriétés mécaniques du produit final en PRF dépendent de la qualité des fibres, de leur orientation, de leur forme, du rapport volumique en fibres, de l'adhésion à la matrice, et du procédé de fabrication [ISIS CANADA, 2001].

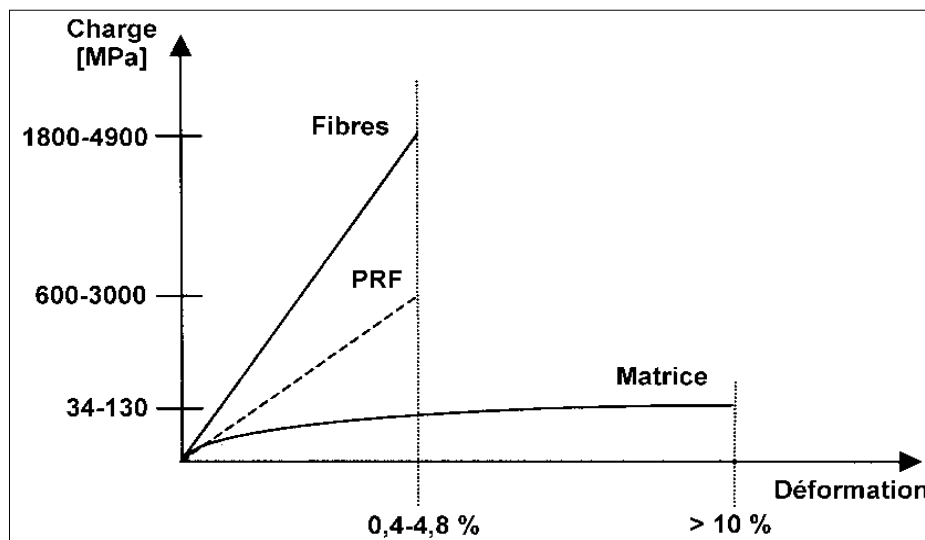


Figure 1.1 : Courbes contrainte/déformation des PRF, des fibres et de la matrice [ISIS Canada, 2001].

1.1.1.1. Fibres

Les fibres sont constituées de plusieurs filaments de diamètre compris entre 5 et 15 microns [GAY, 1997]. Elles fournissent la résistance et la rigidité au matériau composite de PRF. Les principales fibres utilisées dans la fabrication des PRF sont les fibres de verre, les fibres d'aramide, les fibres de carbone, les fibres de bore et les fibres céramiques. Néanmoins, seulement les trois premières fibres sont utilisées pour les applications structurales en génie civil. [ZAIDI, 2006]

1.1.1.1.1. Fibres de verre

Sa large gamme de propriétés, son rapport résistance/coût élevé, sa disponibilité, sa facilité de mise en œuvre et sa haute résistance font que la fibre de verre soit la plus utilisée dans l'industrie [ZAIDI, 2006].

Les différents types de fibres de verre utilisés pour les renforcements des composites sont :

- ✓ Verre E (Electrical) étant un excellent isolant électrique ;
- ✓ Verre S (Strenght) ayant une haute résistance et rigidité à la traction ;
- ✓ Verre C (Chemical) ayant une résistance élevée aux produits chimiques ;
- ✓ Verre AR (Alkali Resistant) ayant une résistance aux alcalis.

Le Tableau 1.1 montre les principales propriétés mécaniques des fibres de verre

Tableau 1.1 : Propriétés mécaniques des fibres de verre [ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996 ; MALLICK, 1988, 1993].

Type de Verre	Résistance en traction [MPa]	Module d'élasticité [GPa]	Allongement [%]	Coefficient d'expansion thermique [$\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$]	Coefficient de Poisson
Verre type E	3500 - 3600	72,5 – 75	4,8	5,0	0,2
Verre type S	4600 - 4900	85,5 – 87	5,6	2,9	0,22
Verre AR résistant aux alcalis	1800 - 3500	70 – 76	2,0-3,0	aucune valeur	aucune valeur

1.1.1.1.2 Fibres de carbone

Les fibres de carbone sont caractérisées par leur très haute résistance à la traction, leur haut module d'élasticité, leur rapport rigidité/densité élevé, leur faible coefficient d'expansion thermique longitudinal, leur faible sensibilité aux charges de fatigue et une excellente résistance aux produits chimiques et à l'humidité. Cependant, les fibres de carbone ont une faible résistance à l'impact, due à leur faible déformation ultime, et un coût élevé [ZAIDI, 2006].

Les fibres de carbone peuvent être classées selon le type de précurseur:

1.1.1.1.2.1 Fibres isotropiques « PITCH » :

Les fibres isotropiques PITCH sont des fibres caractérisées par un module d'Young très élevé.

1.1.1.1.2.2 Fibres polyacrylonitrile « PAN » :

Caractérisés par une résistance ultime et un coût très élevés. Comme elles peuvent être classées selon le module d'élasticité.

Le Tableau 1.2 montre les principales propriétés mécaniques des fibres de carbone.

Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques des fibres de carbone [ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996].

Type de carbone		Résistance en traction [MPa]	Module d'élasticité [GPa]	Allongement [%]	Coé d'expansion thermique [$\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$]	Coé de Poisson
PAN	Haute résistance	3500	200 - 240	1,3 - 1,8	(-1,2) à (-0,1)(α_{fl}) 7 à 12 (α_{fl})	~ 0,2
	Haut module	2100- 4000	350 - 650	0,4 - 0,8		
PITCH	Normale	780 - 1000	38 - 40	2,1 - 2,5	(-1,6) à (-0,9)(α_{fl})	-
	Haut module	3000- 3500	400 - 800	0,4 - 1,5		

1.1.1.1.3 Fibres d'aramide

Les fibres d'aramide ou polyparaphénylène – térephtalamide PPD-T sont caractérisées principalement par leur haute résistance (les fibres d'aramide sont cinq fois plus résistantes que l'acier pour un même poids), leur grande résistance à l'usure, leur faible densité et leur haute stabilité thermique. Soulignons que les fibres d'aramide se dégradent par l'exposition aux rayons ultra-violet, c'est la raison pour laquelle elles doivent être coulées dans une matrice protectrice. L'oxydation limite l'utilisation des fibres d'aramide au-delà de 150 °C [ZAIDI, 2006].

Il existe trois types de fibres d'aramide :

- ❖ Kevlar (Dupont, USA);
- ❖ Twaron (Akzo, Hollande);
- ❖ Technora (Teijin, Japon).

Le Tableau 2.3 montre les principales propriétés mécaniques des fibres d'aramide

Tableau 1.3 : Propriétés mécaniques des fibres d'aramide[ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996].

Type d'aramide	Résistance en traction [MPa]	Module d'élasticité [GPa]	Allongement [%]	Coefficient d'expansion thermique ($\times 10^{-6}$)	Coefficient de Poisson
Kevlar 29	3620	82,7	4,4	aucune valeur	0,35
Kevlar 49	2800	130	2,3	-2,0 (α_{fl}), 59 (α_{ft})	
Kevlar 129	4210	110	--	aucune valeur	
Kevlar 149	3450	172 – 179	1,9	aucune valeur	
Twaron	2800	130	2,3	-2,0 (α_{fl}), 59 (α_{ft})	
Technora	3500	74	4,6	aucune valeur	

1.1.1.2. Résines

L'étape la plus importante dans la fabrication des matériaux composites en PRF est la sélection de la matrice appropriée, car ses propriétés physiques et thermiques affectent de manière significative les propriétés mécaniques des PRF autant que le procédé de fabrication. Afin de pouvoir exploiter la résistance complète des fibres, la matrice devrait être capable de développer une déformation ultime plus élevée que les fibres. En plus de recouvrir et protéger les fibres contre l'abrasion mécanique, elle transfère aussi les contraintes entre les fibres. Un autre rôle très important de la matrice est de fournir un support latéral aux fibres afin de prévenir leur voilement lorsqu'elles sont soumises à des efforts de compression. Les deux types de matrices polymériques les plus fréquemment utilisées dans la fabrication des matériaux composites en PRF sont les résines thermoplastiques (TP) et les résines thermodurcissables (TD) [ISIS CANADA, 2001]. Les résines TP s'adoucissent sous la chaleur et se durcissent sous le froid, elles subissent une réaction chimique

réversible. Cependant, les résines TD se durcissent sous la chaleur et passent de l'état liquide à l'état solide (polymérisation) avec une réaction chimique irréversible.

Les résines thermodurcissables sont les plus utilisées en génie civil et acceptées par les codes et guides de calcul. Elles ont une masse moléculaire moins élevée et une faible viscosité. Leurs molécules sont jointes ensemble par des liens chimiques. Ainsi, elles forment une structure rigide à trois dimensions, qui, une fois fixée, ne peut pas se reformer en appliquant de la chaleur ou une pression. Les résines thermodurcissables sont fabriquées dans un état liquide pour obtenir une bonne imprégnabilité des fibres. Les résines thermodurcissables les plus utilisées sont les polyesters, les vinylesters et les époxydes. Ces matériaux ont une bonne stabilité thermique, une bonne résistance chimique ainsi qu'un fluage et une relaxation de contrainte faibles. Cependant, ces résines ont une faible déformation à la rupture et par conséquent une faible résistance à l'impact. Leur courte durée de vie et un temps de fabrication assez long sont deux désavantages majeurs. Les propriétés mécaniques de quelques résines thermodurcissables sont présentées au Tableau 1.4.

Tableau 1.4 : Propriétés des résines thermodurcissables
[ISIS CANADA, 2001].

Résine	Masse volumique spécifique	Résistance en traction [MPa]	Module en traction [GPa]	Retrait à la cure [%]
Époxyde	1,20 - 1,30	55,00 - 130,00	2,75 - 4,10	1,00 - 5,00
Polyester	1,10 - 1,40	34,50 - 103,50	2,10 - 3,45	5,00 - 12,00
VinylEster	1,12 - 1,32	73,00 - 81,00	3,00 - 3,35	5,40 - 10,30

1.1.1.2.1 Avantages des types de résines

1.1.1.2.1.1 Les résines époxydes

- ✓ une excellente résistance aux solvants et aux produits chimiques;
- ✓ un faible retrait au moulage;
- ✓ une température de transition vitreuse élevée;
- ✓ une excellente adhésion à plusieurs substrats et aux matériaux métalliques;
- ✓ une excellente résistance en tension et au fluage;
- ✓ des bonnes propriétés électriques (isolation) [ACI 440, 1996, 2002 ; BERTHELOT, 1996].

1.1.1.2.1.2 Résines polyesters

- ✓ un coût faible;
- ✓ une polymérisation rapide;
- ✓ une viscosité faible;
- ✓ une stabilité dimensionnelle;
- ✓ une balance entre leurs résistances mécaniques et chimiques;
- ✓ une facilité de mise en œuvre.[ACI 440, 1996, 2002 ; BERTHELOT, 1996 HANCOX, 1981] .

2.1.1.2.1.3 Résines vinylesters

- ✓ excellente résistance en tension;
- ✓ flexion et résistance à la fissuration supérieures aux polyesters;
- ✓ excellente résistance aux produits chimiques y compris les alcalis;
- ✓ viscosité faible;
- ✓ bonne adhésion aux fibres de verre;
- ✓ polymérisation rapide;
- ✓ résistance à la chaleur supérieure aux polyesters [HANCOX, 1981 ; HANCOX et MAYER, 1994 ; ACI 440, 1996, 2002].

1.1.1.2.2 Les Points faibles des résines sont :

1.1.1.2.2.1 Résines époxydes

- ✓ un coût élevé par rapport au vinylester et iso-polyester;
- ✓ une réticulation lente.[ACI 440, 1996, 2002 ; BERTHELOT, 1996].

1.1.1.2.2.2 Résines polyesters

- ✓ un grand retrait volumétrique;
- ✓ une sensibilité à certains solvants;
- ✓ une absorption d'humidité;
- ✓ une dégradation à la lumière par les rayons ultra-violetts.[ACI 440, 1996, 2002 ; BERTHELOT, 1996 ; HANCOX, 1981].

1.1.1.2.2.3 Résines vinylesters

- ✓ retrait volumétrique élevé;
- ✓ adhésion modérée au carbone et à l'aramide;

coût élevé par rapport au polyester.[HANCOX, 1981 ; HANCOX et MAYER, 1994 ; ACI 440, 1996, 2002].

Les matrices de polymères thermoplastiques sont faites de molécules de forme linéaire. Elles sont maintenues en place par des liens secondaires faibles, lesquels peuvent être détruits par chauffage ou pression.

Après refroidissement, la matrice redevient solide. Les polymères thermoplastiques peuvent donc être reformés par chauffage autant de fois que nécessaire, bien que ce processus mène à une dégradation de leurs propriétés mécaniques.[ISIS CANADA, 2001].

1.1.1.3. Agents de couplage

Un agent de couplage est un produit utilisé dans le but de former ou de promouvoir une plus grande adhérence à l'interface de fibres/matrice du composite. Il a aussi un rôle secondaire de protéger la surface des fibres des conditions environnementales telles que l'humidité et les fluides réactifs. Les agents de couplage couramment utilisés dans les composites sont les composés de chrome et de silanes. Le choix du type d'agent de couplage dépend du type de fibres et de la résine utilisés. [ZAIDI, 2006]

1.1.1.3.1. Additifs et autres ajouts

Les additifs sont des matériaux relativement inertes. Le but principal de leur utilisation est d'améliorer les propriétés mécaniques et physiques de PRF, de réduire le volume de la matrice polymère et ainsi d'en diminuer le coût sans pour autant en altérer, de façon significative, les attributs. En général, la quantité de l'additif utilisée se situe entre 20% et 30% du pourcentage poids de la résine, dépendamment du type de l'additif, de la viscosité et du type de résine, et de l'utilisation prévue. [ZAIDI, 2006].

1.1.1.3.2. Procédé de fabrication des produits en PRF

Il y a trois procédés de fabrication des produits en matériaux composites en PRF : la pultrusion, le tressage et l'enroulement filamentaire :

1.1.1.3.2.1 La pultrusion

La pultrusion est une technique commune pour la fabrication des éléments en PRF de grande longueur et de section constante tels que les barres d'armatures, les câbles, les poutres, les tubes, les plaques....

Une représentation schématique de ce procédé de fabrication est montrée sur la Figure 1.2. Les brins de matériaux de renfort (fibres) sont tirés des bobines à travers un bassin de résine dans lequel ils sont saturés, puis ils passent à travers une filière constituée d'un certain nombre d'orifices jusqu'à un moule chauffant (four).

La vitesse du tirage à travers le moule est prédéterminée par le temps de cure nécessaire. Pour s'assurer d'une bonne adhérence avec le béton, la surface des barres est habituellement tressée, déformée, ou recouverte de sable.

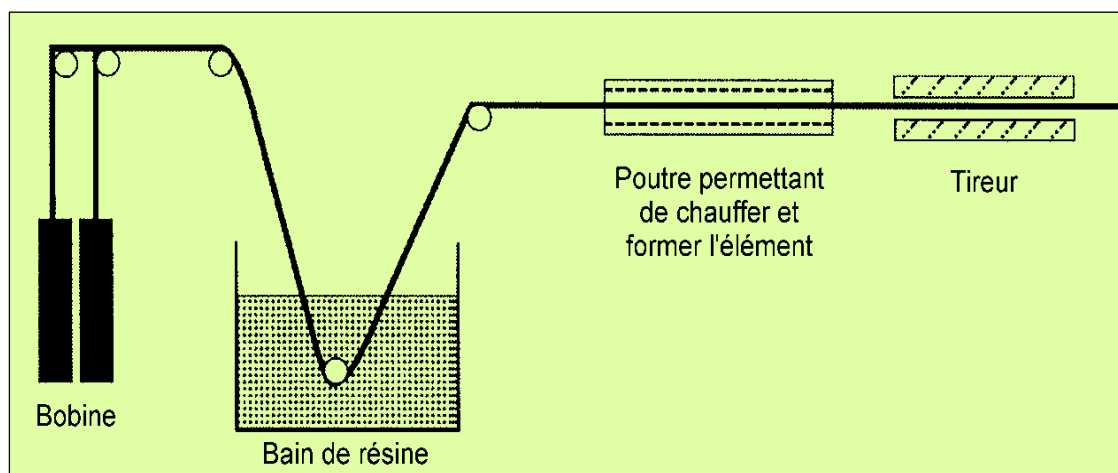


Figure 1.2 : Procédé de fabrication des PRF par pultrusion.

1.1.1.3.2.2. Le tressage

Le tressage est le terme utilisé pour l'entrecroisement de deux ou plusieurs fils pour former une structure intégrée.

1.1.1.3.2.3. L'enroulement filamentaire

L'enroulement filamentaire est un procédé de fabrication par lequel les fibres continues sont imprégnées d'une matrice et enroulées autour d'un substrat (tambour, tube, cylindre, etc.). Dans ce procédé, l'épaisseur, l'angle et la fraction volumique des fibres sont contrôlés. Le produit final est alors cuit en utilisant un système de chauffage constitué par exemple de lampes chauffantes. Ce procédé de fabrication est principalement employé pour la production de conduits, de tubes et de réservoirs.[ISIS CANADA, 2001]

1.1.1.3.3. Exemples d'armatures en PRF

A titre d'exemple on donne ci-dessous quelques barres d'armatures en PRF disponibles sur le marché :

1.1.1.3.3.1 Produits en polymères renforcés de fibres de verre (PRFV)[ISIS CANADA, 2001]

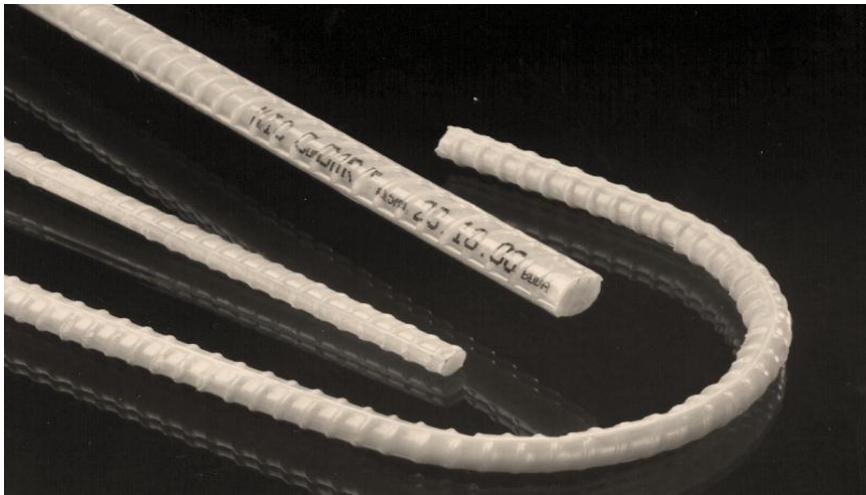


Figure 1.3 : Armature en PRF de nom commercial C-BAR.



Figure 1.4 :Armature en PRF de nom commercial ISOROD.

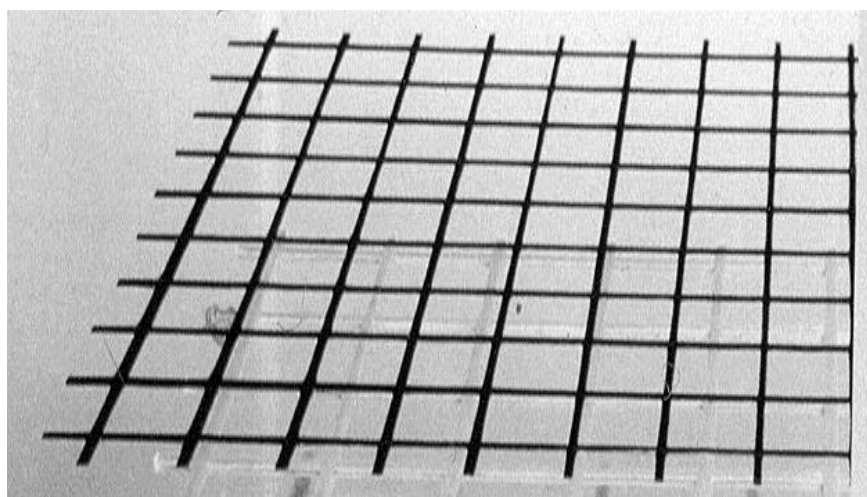


Figure 1.5 :Treillis en PRF de nom commercial NEFMAC.

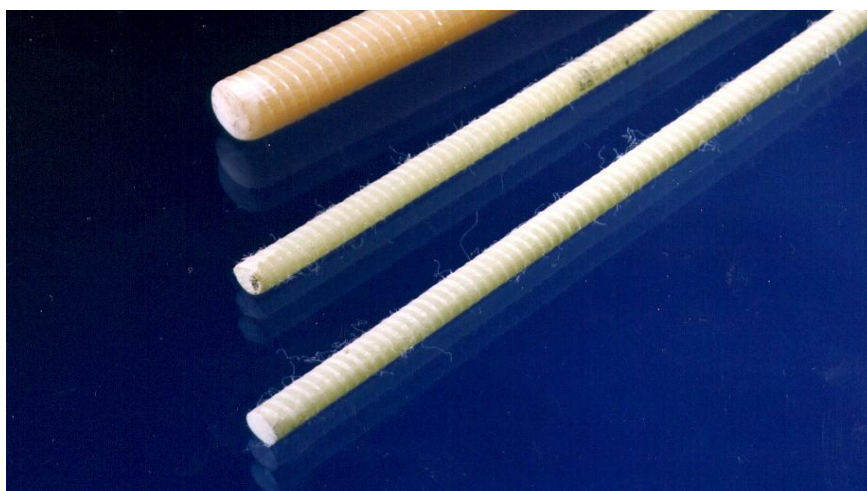


Figure 1.6 :Armature en PRF de nom commercial ROTAFLEX.

1.1.1.3.3.2 Produits en polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC)[ISIS CANADA, 2001]

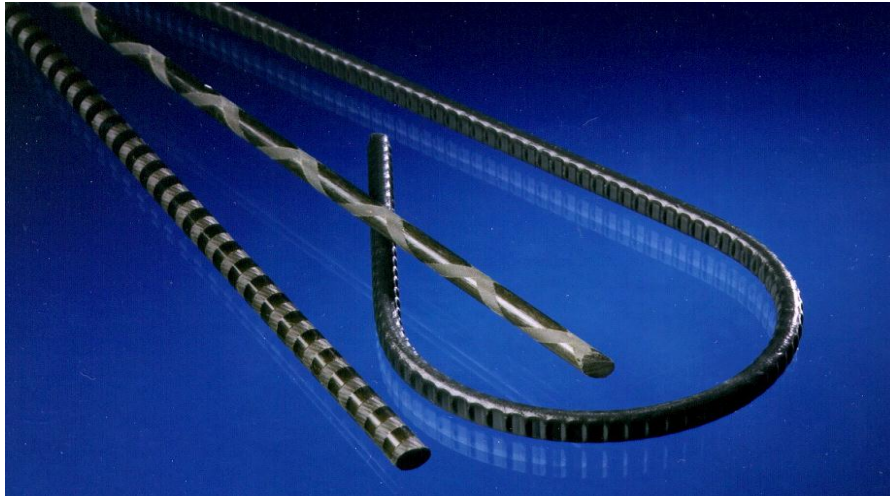


Figure 1.7 : Armature en PRF de nom commercial LEADLINE.

1.1.1.3.4. Propriétés physiques des armatures en PRF

Les propriétés physiques des armatures en PRF sont : la densité, la température de transition vitreuse (T_g) et le coefficient d'expansion thermique (CET). La densité des barres d'armatures de PRF dépend principalement du pourcentage et des types de fibres utilisées, sa valeur varie entre 1,25 et 2,10 g/cm^3 ce qui représente une valeur relativement faible par rapport à celle de l'acier qui est de 7,9 g/cm^3 .

Le Tableau 1.5 présente quelques valeurs de la densité des barres d'armatures en PRF.

Tableau 1.5 : Densités typiques des barres d'armature en PRF [ACI, 2003].

Type de barre	PRFV	PRFC	PRFA
Densité [g/cm^3]	1,25 à 2,10	1,50 à 1,60	1,25 à 1,40

Les propriétés thermiques des fibres sont considérablement différentes dans la direction longitudinale et transversale. Comme indiqué au Tableau 1.6, les barres

d'armature fabriquées à partir de ces fibres ont donc des coefficients d'expansion thermique différents dans les deux directions.

Les caractéristiques thermiques du produit en PRF changent selon le type de matrice, le type de fibre et de la fraction volumique en fibres. [ISIS CANADA, 2001]

Les PRF à base de fibres de carbone (PRFC) ont un coefficient d'expansion thermique dans la direction longitudinale de près de zéro [ERKI et RIZKALLA, 1993; SAYED et SHRIVE, 1998] alors que les PRF à base de fibres d'aramide (PRFA) ont un coefficient d'expansion thermique négatif. Ceci indique que les PRFA se contractent avec l'augmentation de la température et prennent de l'expansion avec une diminution de température. Les PRF à base de fibres de verre (PRFV) ont un coefficient d'expansion longitudinal comparable à celui du béton; cependant le coefficient transversal est cinq fois plus grand [CHAALLAL et BENMOKRANE, 1993].

Les coefficients d'expansion thermique pour certaines barres d'armature en PRF sont donnés dans le Tableau 1.6.

Tableau 1.6 : Coefficients d'expansions thermiques typiques des barres d'armature en PRF[ACI 440.1R.01, 2001].

Coefficient d'expansion thermique($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)			
Direction	PRFV	PRFC	PRFA
Longitudinale	6 à 10	-1 à 0	- 6 à -2
Transversale	21 à 23	22 à 23	60 à 80

1.1.1.3.5. Propriétés mécaniques des armatures en PRF

Les propriétés mécaniques des matériaux composites sont beaucoup influencées par la liaison créée entre les fibres et la matrice durant la phase d'élaboration du matériau composite. Ces propriétés dépendent des proportions de fibres et de résines, du conditionnement du renfort (orientation des fibres) et du processus de fabrication. Le comportement mécanique des matériaux composites unidirectionnels est élastique [GAY, 1997].

1.1.1.3.5.1 Module d'élasticité longitudinal El

Le module d'élasticité, E_l , des barres d'armature en PRF dans le sens des fibres est déterminé de la manière suivante [HANCOX, 1981; GAY, 1997] :

Supposons que la liaison entre les fibres et la matrice est parfaite, la déformation longitudinale du composite, ε_l , peut être considérée identique à celles des fibres, ε_{fl} , et de la matrice, ε_{ml} :

$$\varepsilon_l = \varepsilon_{fl} = \varepsilon_{ml} \quad (1.1)$$

La force axiale F dans le composite est équilibrée par la somme des forces dans les fibres et la résine :

$$F = \sigma_{fl}A_f + \sigma_{ml}A_m \quad (1.2)$$

Où σ_{fl} est la contrainte dans les fibres; σ_{ml} est la contrainte dans la matrice; A_f est la section des fibres et A_m la section de la matrice.

Le matériau étant supposé linéaire élastique, on peut écrire :

$$\begin{aligned} F/AE_l &= \varepsilon_l \\ \sigma_{fl}/E_{fl} &= \varepsilon_{fl} = \varepsilon_l \\ \sigma_{ml}/E_{ml} &= \varepsilon_{ml} = \varepsilon_l \end{aligned} \quad (1.3)$$

Où E_{fl} est le module d'élasticité longitudinal des fibres; E_m est le module d'élasticité de la matrice; E_l est le module d'élasticité longitudinal du composite et A est la section du composite.

La teneur en volume de fibres, V_f et la teneur en volume de la matrice, V_m , sont données par:

$$V_f = A_f/A \quad \text{et} \quad V_m = A_m/A \quad (1.4)$$

La teneur en volume totale est :

$$V_f + V_m = 1 \quad (1.5)$$

Il est possible de passer de la teneur en volume à la teneur en masse et réciproquement.

Si ρ_f , ρ_m et ρ_c désignent respectivement les masses volumiques des fibres, de matrice et du composite; v_f , v_m et v_c désignent respectivement les volumes des fibres, de

matrice et du composite; M_f , M_m et M_c désignent respectivement les masses des fibres, de matrice et du composite; on a :

La teneur en masse des fibres

$$w_f = M_f / M_c = \rho_f v_f / \rho_c v_c \quad (1.6)$$

La teneur en volume des fibres

$$V_f = v_f / v_c \quad (1.7)$$

De l'équation 1.6 et 1.7, on obtient :

$$V_f = w_f \rho_c / \rho_f \quad (1.8)$$

De l'équation 1.3 et 1.4 dans l'équation 1.2, on obtient :

$$E_c = E_f V_f + E_m V_m \quad (1.9)$$

L'équation 1.9 est appelée la règle de mélange.

En pratique, le module d'élasticité de la matrice est négligé devant celui des fibres, et l'équation 1.9 devient :

$$E_c = E_f V_f \quad (1.10)$$

Le Tableau 1.7 compare les propriétés mécaniques en traction des armatures en PRF et d'acier.

Tableau 1.7 : Comparaison des propriétés mécaniques en traction des barres d'armatures en PRF et acier [ACI, 2003].

Type de barre	Acier	PRFV	PRFC	PRFA
Résistance ultime (MPa)	483 – 690	483 - 1600	600 – 3690	1720 - 2540
Module d'élasticité (GPa)	200	35 – 51	120 -580	41 - 125
Déformation à la rupture (%)	6 – 12	1,2 – 3,1	0,5 – 1,7	1,9 – 4,4

La Figure 1.8 illustre la résistance et le module d'élasticité de différentes armatures en PRF.

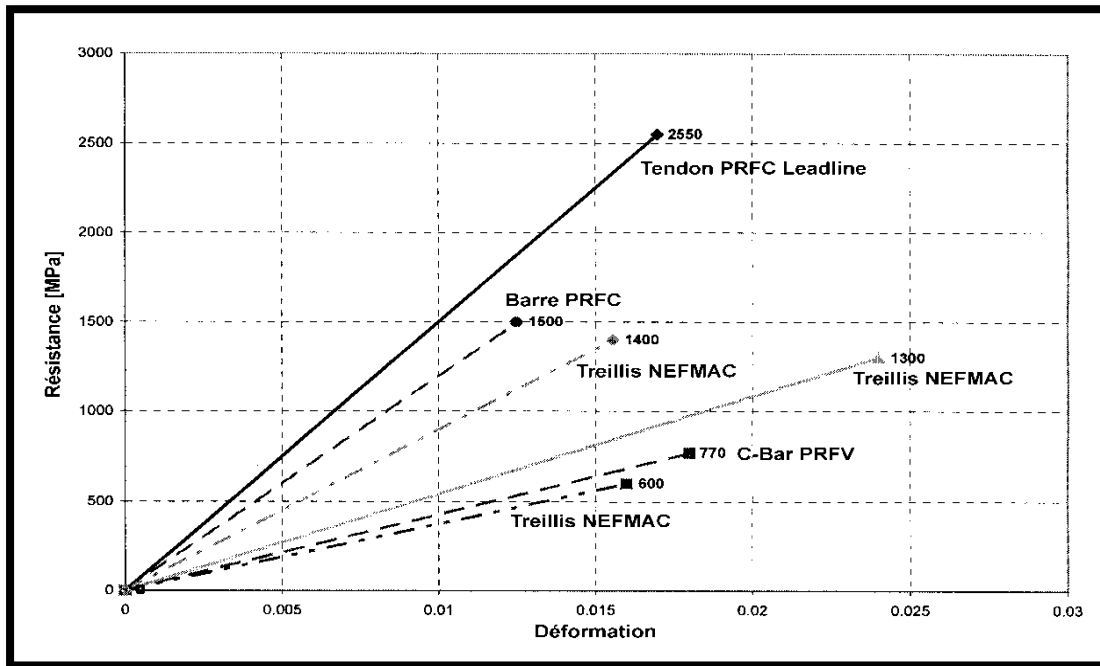


Figure 1.8 : Courbes contrainte/déformation de différentes armatures en PRF.[ISIS CANADA, 2001].

1.1.1.3.5.2 Module d'élasticité transversal Et

Le module d'élasticité, E_t , des barres de PRF dans la direction transversale aux fibres est déterminé de la manière suivante [GAY, 1997] :

Soient ε_m et ε_{ft} les déformations respectivement de la matrice et des fibres dues à une contrainte σ_t appliquée dans la direction transversale aux fibres.

La déformation transversale du composite ε_t est :

$$\varepsilon_t = \varepsilon_m \times V_m + \varepsilon_{ft} \times V_f$$

Ceci implique que :

$$\frac{\sigma_t}{E_t} = \frac{\sigma_t \times V_m}{E_m} + \frac{\sigma_t \times V_f}{E_{ft}} \quad (1.11)$$

Ce qui donne:

$$E_t = \frac{E_m}{(1 - V_f) + \frac{E_m \times V_f}{E_{ft}}} + \frac{\sigma_t \times V_f}{E_{ft}} \quad (1.12)$$

Où E_{ft} est le module d'élasticité des fibres dans la direction transversale aux fibres.

1.1.1.3.5.4 Coefficient de Poisson

Le coefficient de Poisson longitudinal des PRF, ν_{lt} caractérise la déformation dans la direction transversale t du composite due à un chargement appliqué dans la direction longitudinale l . Il peut être évalué à partir des coefficients de Poisson des fibres ν_f et de la matrice ν_m . Il est donné par :

$$\nu_{lt} = \nu_f \times V_f + \nu_m \times V_m \quad (1.13)$$

Le coefficient de Poisson transversal des PRF, ν_{tt} caractérise la déformation dans la direction transversale t du composite due à une force appliquée dans la même direction (transversale). Le coefficient ν_{tt} est beaucoup plus proche de celui de la résine.

1.1.1.3.6. Comportement mécanique des tiges en matériaux composites sous hautes températures

1.1.1.3.6.1. Résistance en traction et module d'Young

KUMAHARA et coll (1993) ont étudié l'effet des hautes températures sur la résistance en traction et le module d'Young pour des barres de PRF avec différents types de fibres et de résines. Les résultats sont comme suit :

Pour les barres en PRF d'aramides (PRFA), la résistance en traction ainsi que le module d'Young ont chuté à des températures supérieures à 60 °C. À des températures de 70°C et 400 °C, la résistance à la tension a diminué respectivement de 5% et 80%. À des températures de 70 °C et 250 °C, le module d'Young a diminué respectivement de 15% et 30%. Pour les barres en PRF de verres (PRFV) ayant une résine vinylester, la résistance à la tension a chuté de 20% à une température de 60 °C. Les pertes de résistance à 250 °C et 400 °C ont été de 40% et 60%, respectivement. Pour les barres en PRF de carbonés (PRFC) à base de fibres « PITCH » et de résine époxyde, la résistance en traction a diminué de 20% à une température de 60°C. Par contre, pour les barres en PRF de carbonés à base de fibres « PAN » et de liant inorganique (pâte de ciment), la résistance reste presque inchangée à une température de 250°C. Le module d'Young a diminué d'une valeur peu notable. Des essais ont été réalisés par **CHAALAL et BENMOKRANE (1993)** sur des barres en PRFV à base de fibres de verre et de résine polyester afin d'évaluer l'influence de l'augmentation de température sur la résistance à la tension des barres en PRFV. Les tiges sont soumises à différentes températures allant jusqu'à 400 °C. Les résultats ont montré que la perte de résistance était de 31%, 45%, 60% et 71% pour des températures de 100 °C, 200 °C, 300 °C et 400°C, respectivement. Ces pertes sont plus grandes que celles de l'acier (14% à 400 °C) et des fils étirés à froid (50% à 400 °C). Ces études montrent que les propriétés mécaniques des barres en PRF sont affectées par les hautes températures et aussi par les types de fibres et résines utilisées. Des chercheurs à Mitsubishi Chemical Corporation ont déterminé la température de transition vitreuse de l'armature PRFC Leadline. Cette température était de 120°C au-delà de laquelle les propriétés mécaniques du matériau sont affectées à cause du ramollissement de la résine. Les auteurs ont préconisé une température de service de 100 °C comme température maximale d'utilisation [**BENABDESSELAM, 1998**]. La résistance au feu de la structure renforcée avec des

PRF peut être augmentée en augmentant l'enrobage du béton ce qui diminuera le taux d'augmentation de la température au niveau des barres de renforcement.

1.1.1.3.6.2 Comportement à la fatigue des PRF sous l'effet de la température

RAHMAN et KINGSLEY (1996) ont étudié la résistance à la fatigue en tension sur des PRF de type NEFMAC soumis à des températures variant entre -30 °C et 50 °C . La fréquence de chargement était de 5 HZ avec des contraintes de limite inférieure et de limite supérieure de 30% et 50% de la résistance ultime à la traction, respectivement. Les résultats ont montré que la durée de vie à la fatigue diminue avec la température. Il est à noter que les NEFMAC-C à base de fibres de carbone n'ont pas présenté de rupture à 4 millions de cycles à une température de 50 °C , alors que les NEFMAC-H hybride, faites de fibres de verres et de fibres de carbone, ont présenté une rupture relativement tôt. Les auteurs concluent que la résistance à la fatigue des NEFMAC-H se détériore en augmentant la température.

1.1.1.3.6.3 Comportement des matériaux composites à basses températures

P.K. DUTTA (1994) a étudié le comportement des barres en PRF, à base de fibres de verre et de résine polyester, sous l'effet de la basse température de -48 °C et l'effet des cycles thermiques variant de -60 °C à $+60\text{ °C}$. Les résultats obtenus sont les suivants :

- Les barres testées à -48 °C ont montré que la différence entre la déformation limite élastique et la déformation ultime de rupture diminue de 28,2% indiquant une grande fragilité du composite. La résistance limite élastique augmente de 28,1% et la résistance ultime de rupture de 17,4%. Le module d'élasticité longitudinal augmente légèrement de 0,79%.
- Les barres soumises aux cycles thermiques à basse température ont montré que la différence entre la déformation limite élastique et la déformation ultime de rupture augmente de 34,6% en indiquant une réduction significative de la fragilité du composite.

La précédente étude montre qu'à basse température, la barre en PRF ayant des coefficients d'expansion thermique de fibres et de résine différents développe des contraintes de traction résiduelles qui peuvent engendrer des microfissures dans la matrice et par conséquent une fragilité importante du composite.

À basse température, certaines propriétés mécaniques des PRFV s'améliorent, comme par exemple l'augmentation de la résistance à la compression et la rigidité ainsi que la réduction de fragilité du composite sous l'effet des cycles thermiques.

1.1.1.3.6.4. Comportement thermique des barres en PRF ancrées dans le béton

[ZAIDI, 2006]

- **CHAALLAL et Coll (1991)** ont étudié l'effet de la basse température sur le comportement des poutres à la flexion. Les poutres en béton renforcé des barres en PRF de verre, ont été soumises à la basse température (-30 °C). Elles ont des dimensions de 127 mm x 178 mm de section et 2000 mm de longueur. Les résultats montrent qu'il n'y a aucune perte de résistance dans les poutres testées sous basse température bien qu'elles se comportent de façon similaire que les poutres testées sous température ambiante (+20 °C).
- **RAHMAN et Coll(1995)** ont analysé les contraintes et les déformations des cylindres en béton renforcé de barres d'armatures de PRF et soumis à l'effet thermique en se basant sur la théorie d'élasticité. L'analyse des contraintes thermiques montre que le béton enrobant la barre d'armature pourrait se fissurer sous l'effet des températures élevées. Aussi, le Coefficient d'expansion thermique longitudinal des barres de PRF a peu d'influence sur la pression radiale.
- **GENTRY ET HUDAK (1996)** ont étudié la compatibilité thermique entre les armatures de composites et le béton. La première partie consiste à étudier l'effet de la surface des barres en PRF de verre E/vinylester, recouverte avec des enroulements hélicoïdaux, sur l'expansion transversale. Les barres de diamètres 12,7 mm ont été soumises à des températures allant jusqu'à 60 °C. Les résultats obtenus montrent que le coefficient d'expansion thermique (CET) longitudinal des barres hélicoïdales est de $8,2 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ qui est presque similaire à celui du béton; tandis que le CET transversal est d'environ $32 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ce qui représente une valeur trois fois plus grande que celle du CET de béton égale à $9,9 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$. La deuxième partie consiste à étudier le

développement de l'adhérence entre les barres de composites et le béton durant les 50 premières heures de son durcissement, en utilisant des éprouvettes en béton de 300 mm x 200 mm x 150 mm de dimensions renforcées de barres en PRF de verre de 7,5 mm de diamètre et de 25 mm d'enrobage du béton. Après 10 heures, la température du béton diminue, les déformations longitudinales des barres et du béton ont tendance d'être parallèles et de mêmes valeurs au cours du temps et que l'adhérence entre le béton et les barres commence à se développer. La compression longitudinale due au retrait du béton produit par l'effet de Poisson une expansion transversale des barres qui peut éventuellement augmenter l'adhérence entre les deux matériaux.

- **AIELLO et Coll (1999)** ont analysé à l'aide d'un modèle analytique et numérique l'effet de la variation de température sur la performance structurale des éléments en béton (cylindres et poutres) renforcé des barres en PRF d'aramide et en PRF de verre en variant l'enrobage du béton et la forme de la section. Les résultats obtenus sont comparés à ceux du laboratoire. Les deux modèles analytique et numérique ont été établis sur des suppositions à savoir le comportement élastique des matériaux, l'absence des armatures transversales et l'absence des conditions aux limites de chargement. Les résultats obtenus montrent qu'une fissure longitudinale s'est développée dans l'enrobage du béton; les courbes représentant la variation de température (menant à la rupture du béton) en fonction du rapport c/d_b montrent que les prédictions analytiques et numériques présentent une tendance presque linéaire cependant les résultats expérimentaux se retrouvent entre les deux courbes théoriques (analytique et numérique) pour un rapport de $c/d_b \geq 1,5$.
- **VOGEL et SVECOVA (2004)** ont effectué des analyses linéaire et non linéaire à l'aide de la méthode des éléments finis (logiciel ADINA) afin d'étudier l'effet de l'expansion thermique des barres en PRF sur l'enrobage du béton en tenant compte de l'effet de l'expansion transversale additionnelle des armatures de précontrainte au niveau de la zone du transfert de la force de précontrainte au béton (effet d'Hoyer). Des prismes en béton renforcé de barres de précontrainte en PRF de carbone et en PRF de verre, soumis à des variations de température, Les résultats montrent que les variations de

température obtenues par analyse non linéaire, produisant la fissure initiale dans le béton à l'interface armature/béton, sont légèrement plus grandes que celles obtenues par l'analyse linéaire, ceci est attribué aux faibles contraintes circonférentielles générées par l'analyse non linéaire à l'interface entre l'armature et le béton. Cependant, les variations de température produisant la rupture d'enrobage du béton, obtenues par l'analyse non linéaire, sont inférieures de celles obtenues par l'analyse linéaire, ceci est attribué au comportement non linéaire du béton.

- **ABDALLA (2006)** a effectué des études théorique et expérimentale afin d'analyser l'effet de l'enrobage du béton sur le comportement des éléments en béton armé de barres en PRF dans un climat chaud. L'étude analytique linéaire a été effectuée sur des cylindres en béton, de 76 mm de diamètre, renforcé de barre en PRF de verre (PRFV) de 12; 16 et 25 mm de diamètre, soumis à des variations de température de 20 à 80 °C. Les résultats montrent que les contraintes de traction maximales dans le béton diminuent de façon significative pour des rapports d'enrobage du béton au diamètre des barres en PRF (c/d_b) supérieurs à 1,5.
- **ZAIDI (2006), ZAIDI et MASMOUDI (2007)** ont étudié le comportement thermique des éléments en béton armé de barres en PRF de verre (PRFV), particulièrement, les déformations thermiques transversales dans l'enrobage du béton et les barres en PRF. Les auteurs ont développé un modèle théorique, validé expérimentalement, capable de prédire la variation de température produisant la rupture d'enrobage du béton et la variation de température produisant la première fissure radiale dans le béton à l'interface armature en PRF/béton en fonction du rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF. Les résultats obtenus montrent que la rupture d'enrobage du béton se produit pour un rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF $c/d_b \leq 1,4$ pour des poutres en béton armé de barres en PRFV Isorod testées sous température allant de -30 °C à +80 °C.

Chapitre 2 :

Comportement des

éléments en béton armé

de barre en PRF sous

charge thermique

2. Comportement des éléments en béton armé de barre en PRF sous charge thermique

2.1 Introduction :

La différence entre les coefficients d'expansion thermique transversale des barres en PRF et du béton dans les structures en béton armé engendre une pression radiale P à l'interface armature/béton sous chargement thermique comme le montre la Figure 3.1. Cette pression produit des contraintes de traction circonférentielle qui peuvent causer des fissures radiales dans le béton et, éventuellement, la rupture de l'enrobage du béton si l'action du confinement du béton est insuffisante.

Le modèle analytique est établi pour déterminer les contraintes et les déformations thermiques dans un cylindre en béton armé de barre en PRF sous une variation de température ΔT . Le modèle étudié est basé sur les hypothèses suivantes :

- ✓ Une adhérence parfaite entre le béton et la barre en PRF.
- ✓ La barre en PRF et le béton présentent un comportement élastique linéaire.
- ✓ La section d'un cylindre reste plane après déformations thermiques.
- ✓ Absence des armatures transversales afin d'évaluer uniquement la contribution de l'enrobage du béton pour soutenir les contraintes de traction due à la variation de température. [ZAIDI, 2006]

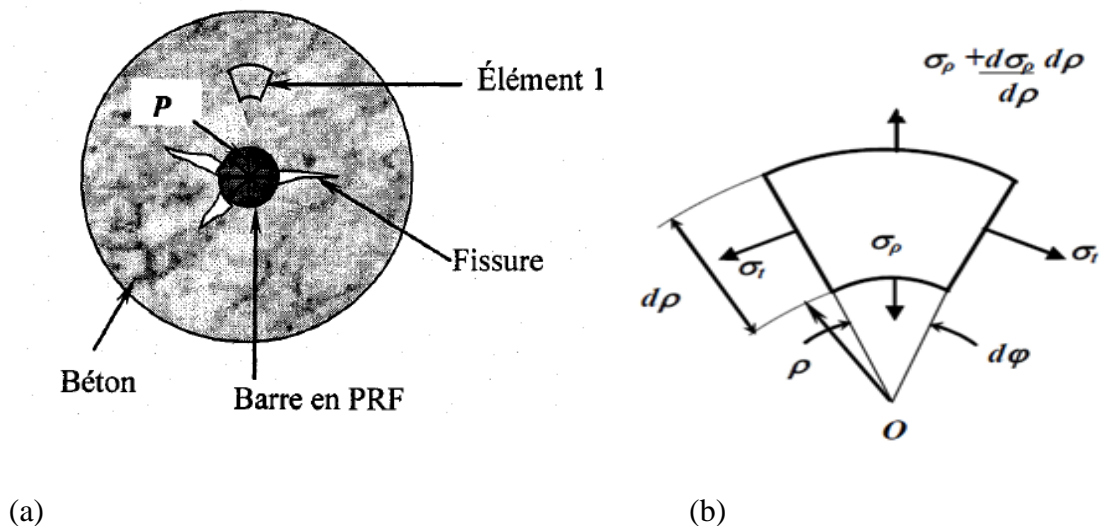


Figure 2.1 : Modèle Axisymétrique d'un cylindre en béton armé de barre en PRF centrée au milieu. (a) Pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton. (b) Contrainte radiale et circonférentielle dans l'élément 1. [ZAIDI, 2006]

2.2. Contraintes dans le béton dues à la pression radiale P

La déformation d'un cylindre en béton sous la pression radiale interne P exercée par la barre en PRF sur le béton se compose d'un déplacement radial variable le long du rayon de surface cylindrique et un déplacement circonférentiel constant le long du périmètre de rayon de cette surface.

Si u est le déplacement radial de la surface cylindrique de rayon ρ , alors $u + \frac{du}{d\rho} d\rho$

est le déplacement radial de la surface cylindrique de rayon $\rho + d\rho$. La déformation radiale ε_ρ et la déformation circonférentielle ε_t , dans un élément du béton situé à un rayon ρ mesuré à partir du centre de gravité de la barre en PRFV ancrée dans le béton, Figure 3.1(b), sont comme suit:

$$\varepsilon_\rho = \frac{du}{d\rho} \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{\rho} \quad (2.2)$$

Les expressions de la contrainte radiale σ_ρ et de la contrainte circonférentielle σ_t , en fonction des déformations de l'élément considéré, déterminées par la théorie d'élasticité [TIMOSHENKO ET GOODIER, 1970] pour les cylindres creux sous pression hydrostatique interne P en considérant la solution en contraintes planes, sont données par : [ZAIDI, 2006]

$$\sigma_\rho = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} (\varepsilon_\rho + \nu_c \varepsilon_t) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[\frac{du}{d\rho} + \nu_c \frac{u}{\rho} \right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_t = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} (\varepsilon_t + \nu_c \varepsilon_\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[\frac{u}{\rho} + \nu_c \frac{du}{d\rho} \right] \quad (2.4)$$

Où E_c est le module d'élasticité du béton et ν_c est le coefficient de Poisson du béton.

L'équation d'équilibre du même élément du cylindre est déterminée en faisant la somme des forces suivant la direction de la bissectrice de l'angle φ ; on obtient :

$$\sigma_\rho \cdot \rho \cdot d\varphi + 2\sigma_t \cdot d\rho \cdot \frac{d\varphi}{2} - \left(\sigma_\rho + \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} d\rho \right) (\rho + d\rho) d\varphi = 0 \quad (2.5)$$

Négligeant les termes de second ordre, l'équation 4.5 devient :

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho + \sigma_t}{\rho} = 0 \quad (2.6)$$

Remplaçant les expressions de σ_ρ et σ_t (équations 3.3 et 3.4) dans l'équation 3.6, on obtient l'équation d'équilibre en terme de déplacement.

$$\frac{d^2u}{d\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{du}{d\rho} - \frac{u}{\rho^2} = 0 \quad (2.7)$$

La solution générale de cette équation différentielle est de la forme :

$$u = C_1\rho + C_2 \quad (2.8)$$

Les constantes C_1 et C_2 sont déterminées par les conditions aux limites interne et externe.

Substituant l'expression de u de l'équation 3.8 dans les équations 2.3 et 2.4, on obtient:

$$\sigma_\rho(\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[C_1(1+\nu_c) - C_2 \frac{1-\nu_c}{\rho^2} \right] \quad (2.9)$$

$$\sigma_t(\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[C_1(1+\nu_c) + C_2 \frac{1-\nu_c}{\rho^2} \right] \quad (2.10)$$

Les conditions aux limites de la surface interne ($\rho = a$) et de la surface externe ($\rho = b$) d'un cylindre en béton sont:

$$\sigma_\rho(\rho = a) = -P \quad (2.11)$$

$$\sigma_\rho(\rho = b) = 0 \quad (2.12)$$

Les constantes C_1 et C_2 sont obtenues en utilisant les conditions aux limites ci-dessus dans l'équation 2.9, on a donc :

$$C_1 = \frac{1-\nu_c}{E_c} \frac{a^2}{b^2 - a^2} P \quad (2.13)$$

$$C_2 = \frac{1-\nu_c}{E_c} \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} P \quad (2.14)$$

Les expressions de la contrainte radiale σ_ρ et de la contrainte circonférentielle σ_t du béton dues à la pression radiale P sont obtenues en substituant les expressions des constantes C_1 et C_2 (équations 2.13 et 2.14) dans les équations 2.9 et 2.10, on a donc : [ZAIDI, 2006]

$$\sigma_\rho = \frac{a^2 P}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (2.15)$$

$$\sigma_t = \frac{a^2 P}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (2.16)$$

Où a est le rayon de l'armature en PRF qui égal à $d_b/2$, et $b=a+c$. Posant $r = b/a$, les équations 3.15 et 3.16 deviennent :

$$\sigma_\rho = \frac{P}{r^2 - 1} \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (2.17)$$

$$\sigma_t = \frac{P}{r^2 - 1} \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (2.18)$$

La contrainte de traction circonférentielle maximale dans le béton due à la pression radiale P , à l'interface armature/béton où $\rho = a$, est donnée par : [ZAIDI, 2006]

$$\sigma_{t_{\max}} = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} P \quad (2.19)$$

3.3. Déformations dans le béton dues à la pression radiale P

Le déplacement radial u à n'importe quel point de la paroi de cylindre, sous la pression radiale P , est obtenu en remplaçant les expressions de C_1 et C_2 (équations 3.13 et 3.14) dans l'équation 3.8, on a donc :

$$u(\rho) = \frac{1 - \nu_c}{E_c} \frac{P}{r^2 - 1} \rho + \frac{1 + \nu_c}{E_c} \frac{b^2}{r^2 - 1} \frac{P}{\rho} \quad (2.20)$$

La déformation radiale $\varepsilon_{c\rho}$ dans le béton due à la pression radiale P est :

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{du}{d\rho}$$

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] \quad (2.21)$$

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{1}{E_c} (\sigma_\rho - \nu_c \sigma_t) \quad (2.22)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton due à la pression radiale P est :

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{u(\rho)}{\rho}$$

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] \quad (2.23)$$

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{1}{E_c} (\sigma_t - \nu_c \sigma_\rho) \quad (2.24)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton due à la pression radiale P , la charge axiale N et la variation de température ΔT est donnée par :

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] + \alpha_c \Delta T \quad (2.25)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton, à l'interface *Barre/Béton* ($\rho = a$), due à la pression radiale P et la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ct} = \frac{P}{E_c} \left[\left(\frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} + \nu_c \right) + \alpha_c \Delta T \right] \quad (2.26)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton, à la surface externe de l'enrobage de béton ($\rho = b$), due à la pression radiale P et la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ct}(b) = \frac{2P}{E_c(r^2 - 1)} + \alpha_c \Delta T \quad (2.27)$$

Il est à noter que, dans le cadre de cette étude, σ_{cz} est prise égale à f_{ij} , car la charge mécanique appliquée a dépassé la charge de fissuration du béton. Par conséquent, ε_{cz} est calculé par : $\varepsilon_{cz} = f_{ij} / E_c$

3.4. Déformations dans le béton dues à la pression radiale P et à la variation de température ΔT :

La déformation radiale $\varepsilon_{c\rho}$ dans le béton due à la pression radiale P et à la variation de température ΔT est donnée par : [ZAIDI, 2006]

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] + \alpha_c \Delta T \quad (2.28)$$

Où α_c est le coefficient d'expansion thermique du béton.

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton due à la pression radiale P et à la variation de température ΔT est :

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] + \alpha_c \Delta T \quad (2.29)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton, à l'interface armature/béton ($\rho = b$), due à la pression radiale P et à la variation de température ΔT est donnée par :

$$\varepsilon_{ct} = \frac{P}{E_c} \left(\frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} + \nu_c \right) + \alpha_c \Delta T \quad (2.30)$$

2.5. Déformation transversale de la barre en PRF due à l'effet de la pression radiale P et à la variation de température ΔT

De la même façon que l'on a procédé pour cylindre en béton sous pression interne, on peut déterminer les déformations transversales de la barre en PRF sous pression externe due à la réaction du béton sur la barre en PRF. Le déplacement radial u à n'importe quel point de la barre en PRF est : [ZAIDI, 2006]

$$u(\rho) = - \frac{(1 - \nu_{tt})P}{E_t} \rho \quad (2.31)$$

Où E_t est le module d'élasticité de la barre en PRF dans la direction transversale et ν_{tt} est le coefficient de Poisson de la barre en PRF dans la direction transversale (le premier indice indique la direction transversale de l'application de la contrainte et le deuxième indice indique la direction transversale dans laquelle on détermine la déformation).

La déformation circonférentielle ε_{ft} de la barre en PRF due à la pression radiale P est donnée par :

$$\varepsilon_{ft} = \frac{u(\rho)}{\rho} = -\frac{(1-\nu_{tt})P}{E_t} \quad (2.32)$$

La déformation circonférentielle de la barre en PRF due à la pression radiale P et à la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ft} = \alpha_t \Delta T - \frac{(1-\nu_{tt})P}{E_t} \quad (2.33)$$

Où α_t est le coefficient d'expansion thermique transversale de la barre en PRF.

2.6. Pression radiale P

La pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton due à la variation de température ΔT est déterminée en utilisant l'équation de compatibilité des déformations transversales à l'interface armature/béton.

À partir des équations 3.30 et 3.33, on peut écrire : [ZAIDI, 2006]

$$\alpha_t \Delta T - \frac{(1-\nu_{tt})}{E_t} P = \frac{P}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} \right) + \alpha_c \Delta T \quad (2.34)$$

De l'équation ci-dessus, on obtient l'expression de la pression radiale P :

$$P = \frac{(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T}{\frac{1}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} + \nu_c \right) + \frac{1}{E_t} (1-\nu_{tt})} \quad (2.35)$$

Où $(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T$ est la déformation thermique différentielle transversale;

$$r = \frac{2c + d_b}{d_b}$$

Où d_b : diamètre de la barre ($d_b = 2a$);

c : épaisseur d'enrobage du béton.

Il est important de noter que $(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T$ est la principale source de la pression radiale. [ZAIDI, 2006]

2.7. Variation de température (ΔT_{cr}) produisant la première fissure :

La première fissure radiale apparaît dans le béton à l'interface armature en PRF/béton ($\rho = a$) lorsque la contrainte circonférentielle atteint la résistance à la traction du béton (f_{ct}).

$$\sigma_{t \max} = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} P = f_{ct} \quad (2.36)$$

Où :

$$f_{ct28} = 0.6 (f_c')^{1/2} \text{ (MPa)} \quad (2.37)$$

La variation de température (ΔT_{cr}) qui produit la première fissure dans le béton à l'interface armature/béton est obtenue à partir des équations 2.37 et 2.36 on a donc :

$$\Delta T_{cr} = \left[\frac{1}{E_c} + \frac{r^2 - 1}{r^2 + 1} \left(\frac{\nu_c}{E_c} + \frac{1 - \nu_{tt}}{E_t} \right) \right] \frac{f_{ct}}{(\alpha_t - \alpha_c)} \quad (2.38)$$

Chapitre 3:

Comportement des

éléments en béton armé

de barre en PRF sous

chargement combinés

thermique et mécanique

3. Comportement des éléments en béton armé de barre en PRF sous chargement combinés thermique et mécanique

3.1. Introduction

Le modèle analytique est établi pour analyser l'effet combiné de la charge thermique ΔT et la charge axiale N sur le comportement d'un cylindre en béton renforcé axialement par une barre en PRF (Figure 3.1 a). Le modèle étudié est basé sur les hypothèses suivantes:

- Une adhérence parfaite entre le béton et la barre en PRF.
- Le comportement de la barre en PRF et celui du béton sont élastiques linéaires.
- La section transversale du cylindre reste plane après déformations.
- Absence des armatures transversales afin d'évaluer seulement la contribution de l'enrobage du béton pour soutenir les contraintes de traction due aux charges appliquées.
- La barre est considérée transversalement isotrope.
- État plan de contraintes.

3.2. Contraintes dans le béton dues à la pression radiale P

La déformation de l'élément en béton sous la pression radiale interne P exercée par la barre en PRF sur le béton se compose d'un déplacement radial variable le long du rayon de surface cylindrique et un déplacement circonférentiel constant le long du périmètre de rayon de cette surface.

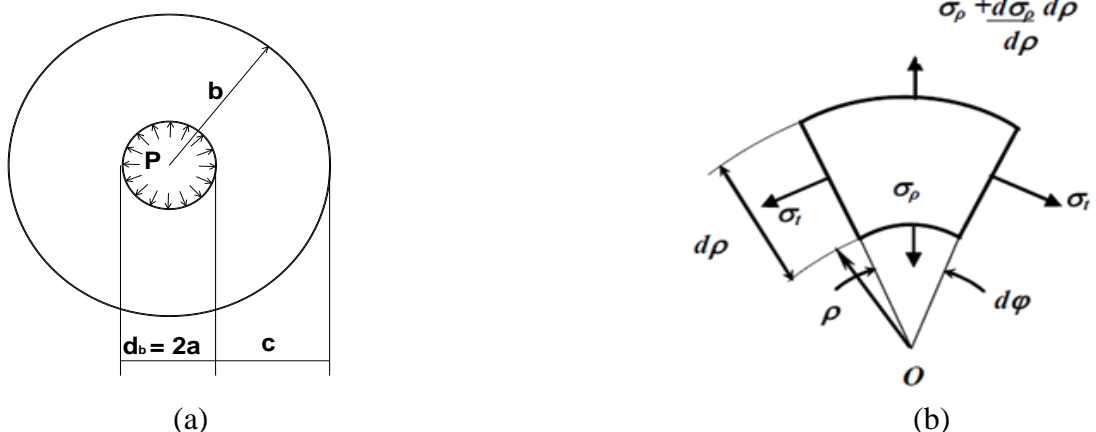


Figure 3.1 Modèle Axisymétrique d'un cylindre en béton armé de barre en PRF centrée au milieu. (a) Pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton. (b)

Contrainte radiale et circonférentielle dans l'élément 1.

Si u est le déplacement radial de la surface cylindrique de rayon ρ , alors $u + \frac{du}{d\rho} d\rho$ est le déplacement radial de la surface cylindrique de rayon $\rho + d\rho$. La déformation radiale ε_ρ et la déformation circonférentielle ε_t , dans un élément du béton situé à un rayon ρ mesuré à partir du centre de gravité de la barre en PRF ancrée dans le béton (Figure 4.1b), sont comme suit:

$$\varepsilon_\rho = \frac{du}{d\rho} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{\rho} \quad (3.2)$$

Les expressions de la contrainte radiale σ_ρ et de la contrainte circonférentielle σ_t , en fonction des déformations de l'élément considéré, déterminées par la *théorie d'élasticité* [Timoshenko et Goodier, 1970] pour les cylindres creux sous pression hydrostatique interne P , en considérant la solution en contraintes planes, sont données par :

$$\sigma_\rho = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} (\varepsilon_\rho + \nu_c \varepsilon_t) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[\frac{du}{d\rho} + \nu_c \frac{u}{\rho} \right] \quad (3.3)$$

$$\sigma_t = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} (\varepsilon_t + \nu_c \varepsilon_\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[\frac{u}{\rho} + \nu_c \frac{du}{d\rho} \right] \quad (3.4)$$

Où E_c est le module d'élasticité du béton et ν_c est le coefficient de Poisson du béton. L'équation d'équilibre du même élément du cylindre est déterminée en faisant la somme des forces suivant la direction de la bissectrice de l'angle $d\varphi$, on obtient :

$$\sigma_\rho \cdot \rho \cdot d\varphi + 2\sigma_t \cdot d\rho \cdot \frac{d\varphi}{2} - \left(\sigma_\rho + \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} d\rho \right) (\rho + d\rho) d\varphi = 0 \quad (3.5)$$

Négligeant les termes de second ordre, l'équation 3.5 devient :

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_t}{\rho} = 0 \quad (3.6)$$

Remplaçant les expressions de σ_ρ et σ_t (équations 3.3 et 3.4) dans l'équation 3.6, on obtient l'équation d'équilibre en terme de déplacement.

$$\frac{d^2u}{d\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{du}{d\rho} - \frac{u}{\rho^2} = 0 \quad (3.7)$$

La solution générale de cette équation différentielle est de la forme :

$$u = C_1\rho + \frac{C_2}{\rho} \quad (3.8)$$

Les constantes C_1 et C_2 sont déterminées par les conditions aux limites interne et externe.

Substituant l'expression de u de l'équation 3.8 dans les équations 3.3 et 3.4, on obtient :

$$\sigma_\rho(\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[C_1(1+\nu_c) - C_2 \frac{1-\nu_c}{\rho^2} \right] \quad (3.9)$$

$$\sigma_t(\rho) = \frac{E_c}{1-\nu_c^2} \left[C_1(1+\nu_c) + C_2 \frac{1-\nu_c}{\rho^2} \right] \quad (3.10)$$

Les conditions aux limites de la surface interne ($\rho = a$) et de la surface externe ($\rho = b$) du cylindre en béton sont:

$$\sigma_\rho(\rho = a) = -P \quad (3.11)$$

$$\sigma_\rho(\rho = b) = 0 \quad (3.12)$$

Les constantes C_1 et C_2 sont obtenues en utilisant les conditions aux limites ci-dessus dans l'équation 3.9, on a donc :

$$C_1 = \frac{1-\nu_c}{E_c} \frac{a^2}{b^2-a^2} P \quad (3.13)$$

$$C_2 = \frac{1+\nu_c}{E_c} \frac{a^2 b^2}{b^2-a^2} P \quad (3.14)$$

Les expressions de la contrainte radiale σ_ρ et de la contrainte circonférentielle σ_t du béton dues à la pression radiale P sont obtenues en substituant les expressions des constantes C_1 et C_2 (équations 3.13 et 3.14) dans les équations 4.9 et 4.10, on a donc :

$$\sigma_\rho = \frac{a^2 P}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (3.15)$$

$$\sigma_t = \frac{a^2 P}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (3.16)$$

Où a est le rayon de l'armature en PRF, et b est le rayon du cylindre en béton.

Posant $r = b/a$, les équations 3.15 et 3.16 deviennent :

$$\sigma_{\rho} = \frac{P}{r^2 - 1} \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (3.17)$$

$$\sigma_t = \frac{P}{r^2 - 1} \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \quad (3.18)$$

On constate que $(\sigma_{\rho} + \sigma_t)$ est constante : $\sigma_{\rho} + \sigma_t = \frac{2P}{r^2 - 1} = \text{Constante}$.

Ce qui signifie que les sections transversales du cylindre restent planes.

La contrainte de traction circonférentielle maximale dans le béton due à la pression radiale P , à l'interface *Barre/Béton*, où $\rho = a$, est donnée par :

$$\sigma_{t \max} = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} P \quad (3.19)$$

En tenant compte la présence de la charge mécanique appliquée, la contrainte de traction circonférentielle maximale dans le béton due à la pression radiale P et à la charge axiale N , à l'interface *Barre/Béton*, est donnée par :

$$\sigma_{t \max} = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} P - \nu_c \sigma_{cz} \quad (3.20)$$

Où σ_{cz} : Contrainte de traction dans le béton d'enrobage due à la charge mécanique.

4.3. Déformations dans le béton dues à la pression radiale, à la température et à la charge axiale

Le déplacement radial u à n'importe quel point de la paroi de la poutre cylindrique, sous la pression radiale P , est obtenu en remplaçant les expressions de C_1 et C_2 (équations 3.13 et 3.14) dans l'équation 4.8, on a donc :

$$u(\rho) = \frac{1 - \nu_c}{E_c} \frac{P}{r^2 - 1} \rho + \frac{1 + \nu_c}{E_c} \frac{b^2}{r^2 - 1} \frac{P}{\rho} \quad (3.21)$$

Quand on se trouve en présence de la charge axiale N , on doit ajouter le terme Δu , tel que :

$$\begin{cases} \varepsilon_{c\rho_1}(\rho) = \frac{\Delta u}{\rho} \\ \varepsilon_{c\rho_1} = -\nu_c \cdot \varepsilon_{cz} \end{cases}$$

$$\Rightarrow \Delta u = \varepsilon_{c\rho_1} \cdot \rho = -\nu_c \frac{\sigma_{cz}}{E_c} \cdot \rho$$

ε_{cz} : déformation longitudinale du béton due à la charge mécanique axiale N .

$\varepsilon_{c\rho_1}$: déformation radiale du béton due à l'effet de Poisson de la charge mécanique axiale N .

Avec :

$$\sigma_{cz} = \frac{N}{A} = \frac{N}{\pi(b^2 - a^2)} \quad (3.22)$$

D'où :

$$u(\rho) = \frac{1 - \nu_c}{E_c} \frac{P}{r^2 - 1} \rho + \frac{1 + \nu_c}{E_c} \frac{b^2}{r^2 - 1} \frac{P}{\rho} - \nu_c \cdot \varepsilon_{cz} \cdot \rho \quad (3.23)$$

La déformation radiale $\varepsilon_{c\rho}$ dans le béton due à la pression radiale P et la charge

axiale N est : $\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{du}{d\rho}$

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] - \nu_c \varepsilon_{cz} \quad (3.24)$$

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{1}{E_c} (\sigma_\rho - \nu_c \sigma_t) - \nu_c \varepsilon_{cz} \quad (3.25)$$

La déformation radiale $\varepsilon_{c\rho}$ dans le béton due à la pression radiale P , la charge axiale N et à la variation de température ΔT est donnée par :

$$\varepsilon_{c\rho}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] - \nu_c \varepsilon_{cz} + \alpha_c \Delta T \quad (3.26)$$

Où α_c est le coefficient d'expansion thermique du béton.

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton due à la pression radiale P et la

charge axiale N est : $\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{u(\rho)}{\rho}$

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2 - 1)} \left[\left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] - \nu_c \varepsilon_{cz} \quad (3.27)$$

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{1}{E_c} (\sigma_t - \nu_c \sigma_\rho) - \nu_c \varepsilon_{cz} \quad (3.28)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton due à la pression radiale P , la charge axiale N et la variation de température ΔT est donnée par :

$$\varepsilon_{ct}(\rho) = \frac{P}{E_c(r^2-1)} \left[\left(1 + \frac{b^2}{\rho^2} \right) - \nu_c \left(1 - \frac{b^2}{\rho^2} \right) \right] - \nu_c \varepsilon_{cz} + \alpha_c \Delta T \quad (3.29)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton, à l'interface *Barre/Béton* ($\rho = a$), due à la pression radiale P , la charge axiale N et la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ct}(a) = \frac{P}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} + \nu_c \right) - \nu_c \varepsilon_{cz} + \alpha_c \Delta T \quad (3.30)$$

La déformation circonférentielle ε_{ct} dans le béton, à la surface externe de l'enrobage de béton ($\rho = b$), due à la pression radiale P , la charge axiale N et la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ct}(b) = \frac{2P}{E_c(r^2-1)} - \nu_c \varepsilon_{cz} + \alpha_c \Delta T \quad (3.31)$$

Il est à noter que, dans le cadre de cette étude, σ_{cz} est prise égale à f_{ij} , car la charge mécanique appliquée a dépassé la charge de fissuration du béton. Par conséquent, ε_{cz} est calculé par : $\varepsilon_{cz} = f_{ij}/E_c$

4.4. Déformation transversale de la barre en PRF due à l'effet de la pression radiale P , de la charge axiale N et de la variation de température ΔT

De la même façon que le cas de cylindre du béton sous pression interne, on étudie l'équilibre d'un élément de la barre sous pression externe P due à la réaction du béton sur la barre en PRF. L'équation d'équilibre peut être écrite comme suit :

$$\frac{d^2u}{d\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{du}{d\rho} - \frac{u}{\rho^2} = 0 \quad (3.32)$$

En suivant les mêmes démarches de résolution que précédemment, les composantes de contraintes radiale σ_{rp} et circonférentielle σ_{rt} de la barre de PRF s'écrivent comme suit :

$$\sigma_{f\rho}(\rho) = \frac{E_t}{1-\nu_{tt}^2} \left[C_3(1+\nu_{tt}) - C_4 \frac{1-\nu_{tt}}{\rho^2} \right] \quad (3.33)$$

$$\sigma_{ft}(\rho) = \frac{E_{ft}}{1-\nu_{tt}^2} \left[C_3(1+\nu_{tt}) + C_4 \frac{1-\nu_{tt}}{\rho^2} \right] \quad (3.34)$$

Où : E_{ft} : Module d'élasticité transversal de la barre.

ν_{tt} : Coefficient du Poisson transversal de la barre (le premier indice indique la direction transversale de l'application de la contrainte et le deuxième indice indique la direction transversale suivant laquelle on détermine la déformation).

C_3 et C_4 sont les constantes d'intégration déterminées par les conditions aux limites suivantes :

$$\sigma_\rho(\rho = a) = -P \quad (3.35)$$

$$\sigma_\rho(\rho = 0) = -P \quad (3.36)$$

Les constantes C_3 et C_4 sont obtenues en utilisant les conditions aux limites ci-dessus dans l'équation 4.33, on a donc :

$$C_3 = -\frac{1-\nu_{tt}}{E_t} P \quad (3.37)$$

$$C_4 = 0 \quad (3.38)$$

L'expression de déplacement s'écrit donc :

$$u(\rho) = -\frac{(1-\nu_{tt})P}{E_t} \rho \quad (3.39)$$

La déformation circonférentielle ε_{ft} de la barre en PRF due à la pression radiale P est donnée par :

$$\varepsilon_{ft} = \frac{u(\rho)}{\rho} = -\frac{(1-\nu_{tt})P}{E_t} \quad (3.40)$$

La déformation circonférentielle de la barre en PRF due à la pression radiale P , la charge axiale N et la variation de température ΔT , est donnée par :

$$\varepsilon_{ft} = \alpha_{ft} \Delta T - \frac{(1-\nu_{tt})P}{E_{ft}} - \nu_{lt} \cdot \varepsilon_{fz} \quad (3.41)$$

Où : α_{ft} est le coefficient d'expansion thermique transversale de la barre en PRF;

ν_{lt} : Coefficient de poisson de la barre de PRF dans la direction longitudinale;

ε_{fz} : déformation longitudinale de la barre due à la charge mécanique axiale N .

3.5. Pression radiale P

L'équation de compatibilité des déformations transversales à l'interface Barre/Béton ($\varepsilon_{\beta}(a) = \varepsilon_{ct}(a)$) est utilisée pour déterminer la pression radiale P exercée par la barre en PRF sur le béton.

À partir des équations 4.41 et 4.30, on peut écrire :

$$\alpha_t \Delta T + \frac{(1-\nu_t)P}{E_t} - \nu_t \cdot \varepsilon_{fz} = \frac{P}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} + \nu_c \right) - \nu_c \varepsilon_{cz} + \alpha_c \Delta T \quad (3.42)$$

De l'équation ci-dessus, on obtient l'expression de la pression radiale P :

$$P = \frac{(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T - (\nu_t \varepsilon_{fz} - \nu_c \varepsilon_{cz})}{\frac{1}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} + \nu_c \right) + \frac{1}{E_t} (1-\nu_t)} \quad (3.43)$$

Avec :

$$r = \frac{b}{a} = \frac{2c + d_b}{d_b} \quad (3.44)$$

Où le terme $(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T$ est la déformation thermique différentielle transversale, et le terme $(\nu_t \varepsilon_{fz} - \nu_c \varepsilon_{cz})$ est la déformation due à la charge axiale N . Dans le cas où le cylindre n'est soumis à aucune charge axiale, l'expression de la pression radiale est donnée par l'équation 4.44 ci-dessous. Ce qui implique que la force axiale a pour effet de réduire la pression radiale.

$$P = \frac{(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T}{\frac{1}{E_c} \left(\frac{r^2+1}{r^2-1} + \nu_c \right) + \frac{1}{E_t} (1-\nu_t)} \quad (3.46)$$

Il est important de noter que $(\alpha_t - \alpha_c) \Delta T$ est la principale source de la pression radiale. Si l'adhérence entre la barre en PRF et le béton est parfaite, une déformation thermique différentielle transversale additionnelle est produite à cause de l'effet de Poisson pour les déformations axiales. Cette déformation additionnelle est négligée car le coefficient d'expansion thermique longitudinal (CETL) des barres en PRF a une faible influence comme il a été justifié par Rahman et coll. (1995) et ZAIDI et coll. (2006)

3.6. Variation de température produisant la première fissure ΔT_{cr}

La première fissure radiale apparaît dans le béton à l'interface *Barre/Béton* ($\rho = a$) lorsque la contrainte circonférentielle atteint la résistance à la traction du béton (f_{ct}).

$$\sigma_{t\max} = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} P - \nu_c \sigma_{cz} = f_{ct} \quad (3.47)$$

Où :

$$f_{ct28} = 0.6 (f_c')^{1/2} \text{ (MPa)}$$

La variation de température (ΔT_{cr}) qui produit la première fissure dans le béton à l'interface *Barre/Béton* est obtenue à partir des équations 3.44 et 3.45, on a donc :

$$\Delta T_{cr} = \frac{1}{(\alpha_t - \alpha_c)} \left[\left(\frac{f_{ct} + \nu_c \sigma_{cz}}{\beta} \right) \cdot \left(\frac{1}{E_c} (\beta + \nu_c) + \frac{1}{E_t} (1 - \nu_{tt}) \right) \right] \quad (3.48)$$

$$\text{Où : } \beta = \frac{r^2 + 1}{r^2 - 1} \quad (3.49)$$

Chapitre 4 :

Étude comparative

4. Etude comparative

4.1. Introduction

Ce chapitre présente la comparaison entre les résultats analytiques des éléments en béton armé des barres en PRF sous charges thermiques et ceux sous charges combinées thermique et mécanique. Cette comparaison porte en premier lieu l'effet de la charge mécanique sur les variables suivantes:

- La pression radiale
- La déformation circonférentielle à l'interface PRF/béton
- La contrainte circonférentielle à l'interface PRF/béton
- La déformation transversale à la surface extérieure du béton
- La variation de la température produisant la première fissure (ΔT_{cr})

En second lieu, une étude paramétrique est effectuée afin d'évaluer l'effet des paramètres suivants sur les variables citées ci-dessus :

- Résistance à la compression du béton (f'_{c28})
- Rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b)
- Charge mécanique appliquée.
- Coefficient d'expansion thermique α_{ft}

Les Tableaux 4.1 et 4.2 présentent, respectivement, les propriétés mécaniques et physiques du béton et des barres de PRF.

Tableau 4.1: Propriétés physiques et mécanique du béton.

Enrobage du béton, c (mm)	25, 30, 35, 40
Résistance ultime à la compression, f'_c (MPa)	25, 30, 35, 40, 50
Résistance ultime à la traction	$f_{ct28} = 0.6 (f'_c)^{1/2}$ (MPa)
Module d'élasticité	$E_c = 4500 (f'_c)^{1/2}$ (GPa)
Déformation ultime à la traction	$\varepsilon_{cz}(\%) = f_{ct28} / E_c$
Coefficient de Poisson, ν_c	0.2
Coefficient d'expansion thermique, α_c [10^{-6}] /°C	10

Tableau 4.2 : Propriétés mécaniques et thermiques des barres d'armatures en PRFV.

Désignation de barres	N° 16	N° 19	N° 25
Diamètre de barre, d_b (mm)	15,9	19,1	25,4
Module d'élasticité longitudinal, E_{prf} (GPa)	47,0		
Module d'élasticité transversal, E_{ft} (GPa)	7.75		
Coefficient de Poisson dans la direction transversale, ν_{tt}	0.38		
Coefficient de Poisson dans la direction longitudinale, ν_{lt}	0.28		
Résistance ultime à la traction (MPa)	700		
Déformation ultime, ε_u (%)	1.60		
Coefficient d'expansion thermique transversal, $\alpha_t [10^{-6}] / ^\circ\text{C}$	27.4 ; 60 et 80		
Coefficient d'expansion thermique longitudinal, $\alpha_l [10^{-6}] / ^\circ\text{C}$	6.8		

4.2 Evaluation de la pression radiale :

4.2.1 Effet de la variation du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft}):

Dans ce qui suit, on présente une évaluation de la pression radiale exercée par la barre sur le béton d'enrobage en fonction de la variation de la température. La pression est calculée à l'interface *barre/béton* des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF. Le diamètre de la barre est de 19 mm, et l'enrobage du béton est de 25 mm.

Les figures 4.1 et 4.2 illustrent, respectivement pour le cas thermique et thermomécanique, l'évolution de la pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton*, tout en faisant varier le coefficient d'expansion thermique transversale (CETT) des barres de PRF (α_{ft}) en prenant des valeurs de $27^{E-06}/^\circ\text{C}$; $60^{E-06}/^\circ\text{C}$ et $80^{E-06}/^\circ\text{C}$. La charge mécanique axiale est de 20% de la résistance ultime des barres. La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 Mpa.

On constate que l'augmentation du CETT engendre une augmentation importante dans la pression radiale exercée par les barres sous charge thermique et sous charge thermomécanique. Ceci est évident, puisque la pression radiale est causée principalement par l'expansion transversale de la barre induite par l'augmentation de la température qui est exprimée par le coefficient α_{ft} .

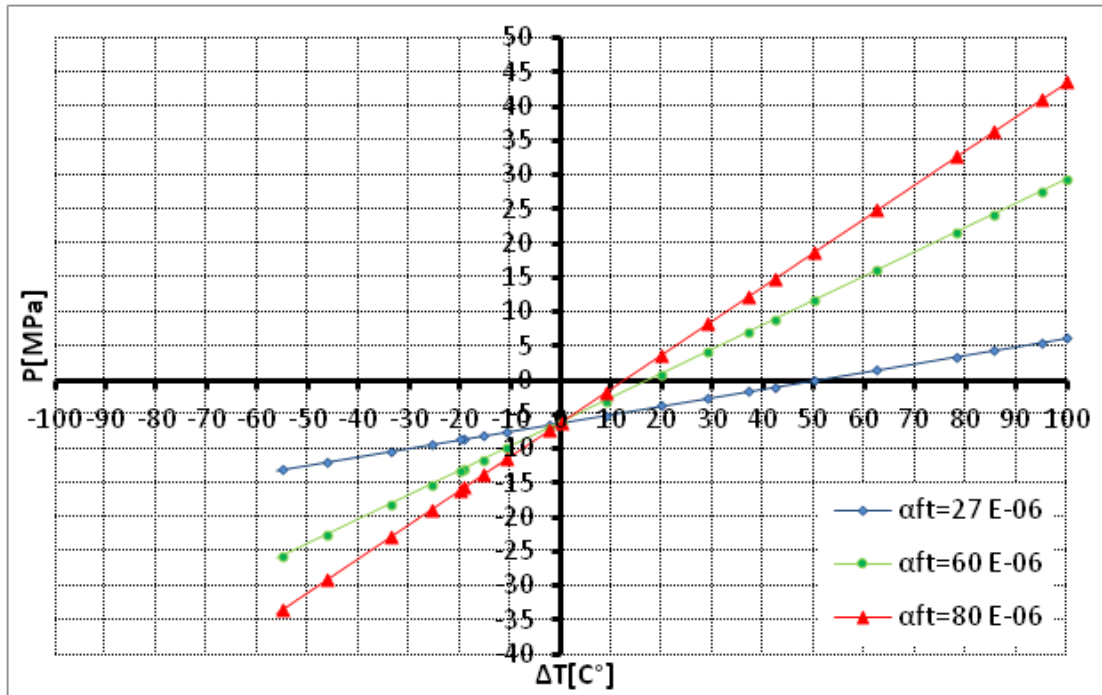


Figure 4.1 : Pression radiale exercée par la barre de PRF N°19 en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton* sous charges thermique et mécanique _ Effet du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft})

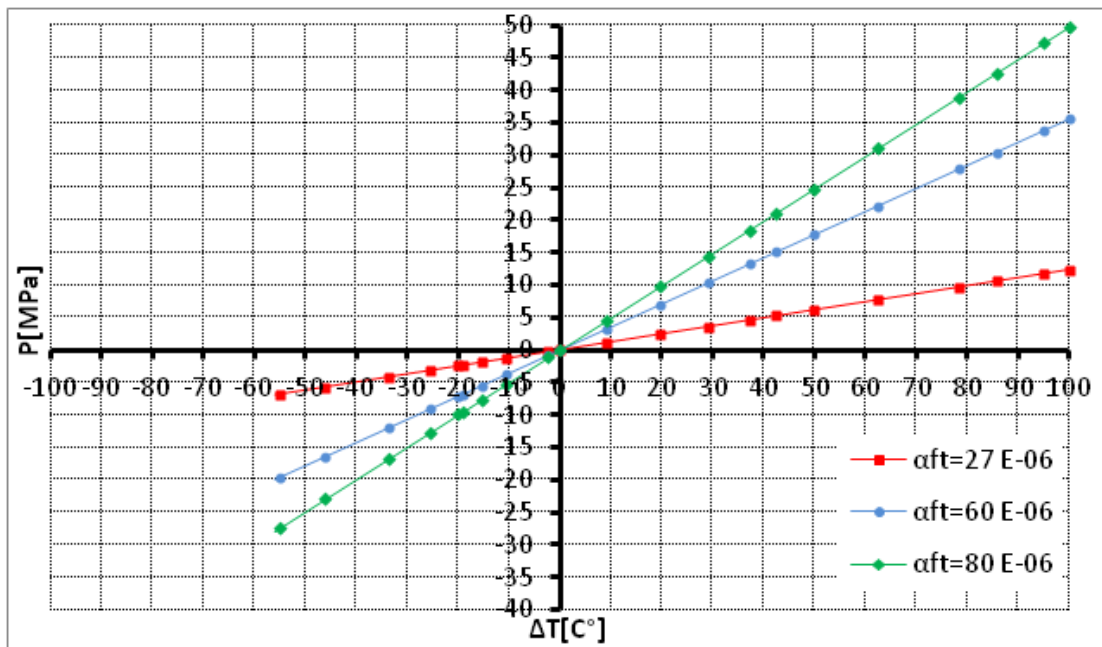


Figure 4.2 : Pression radiale exercée par la barre de PRF N°19 en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton* sous charges thermique seule_ Effet du coefficient d'expansion thermique transversale des barres de PRF (α_{ft})

4.2.2. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} :

Les figures 4.3 et 4.4 montrent la variation de la pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface *barre /béton*, des cylindres en béton armé de barre en PRF, ayant une épaisseur d'enrobage du béton de 25 mm et une barre de diamètre de PRF de 19 mm.

La figure 4.3 présente une comparaison entre le comportement thermique et thermomécanique de ces cylindres en termes de la pression radiale P, pour une résistance du béton à la compression f'_{c28} de 25 MPa. On peut remarquer que les deux courbes de la pression radiale sont linéaires et similaires conformément aux équations 4.35 et 4.43, l'écart entre les deux courbes est dû à la charge mécanique axiale et aux déformations qui l'en résulte (\mathcal{E}_{fz} et \mathcal{E}_{cz}). On peut conclure que la présence de la force mécanique axiale contribue à la réduction de la pression radiale.

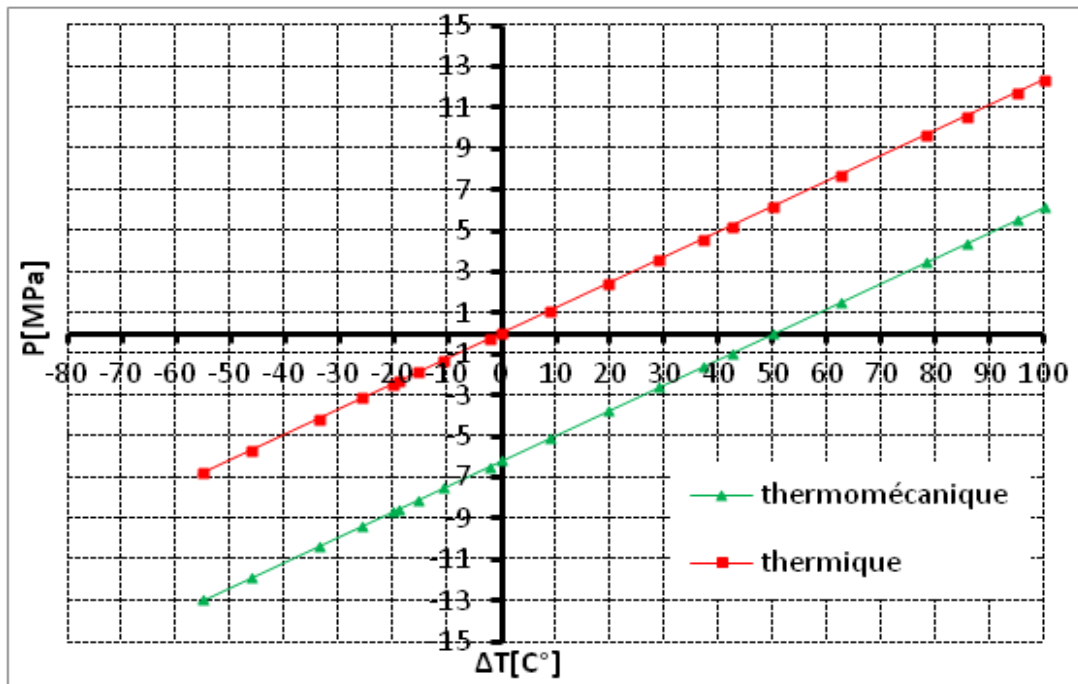


Figure 4.3: Pression radiale exercée par la barre de PRF N°19 en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton* pour $f'_{c28} = 25\text{MPa}$, $\alpha_f t = 27 \text{ E-06}/^\circ\text{C}$

Les figures 4.4 et 4.5 montrent l'effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} (25, 30, 35, 40, et 50 MPa) sur la variation de la pression radiale P, pour des cylindres soumises à une variation thermique seule et des cylindres soumises simultanément à une variation thermique et à une charge mécanique de 20% de la résistance ultime des barres. On remarque que la pression radiale augmente avec

l'augmentation de f'_{c28} , puis elle se stabilise pour les grandes valeurs de cette dernière. A titre d'exemple, pour un béton de résistance 50 MPa, la pression radiale augmente de 14% par rapport à un béton de résistance de 25 MPa. Ce pourcentage peut atteindre 23% si la résistance du béton est de 80 MPa au lieu 50MPa.

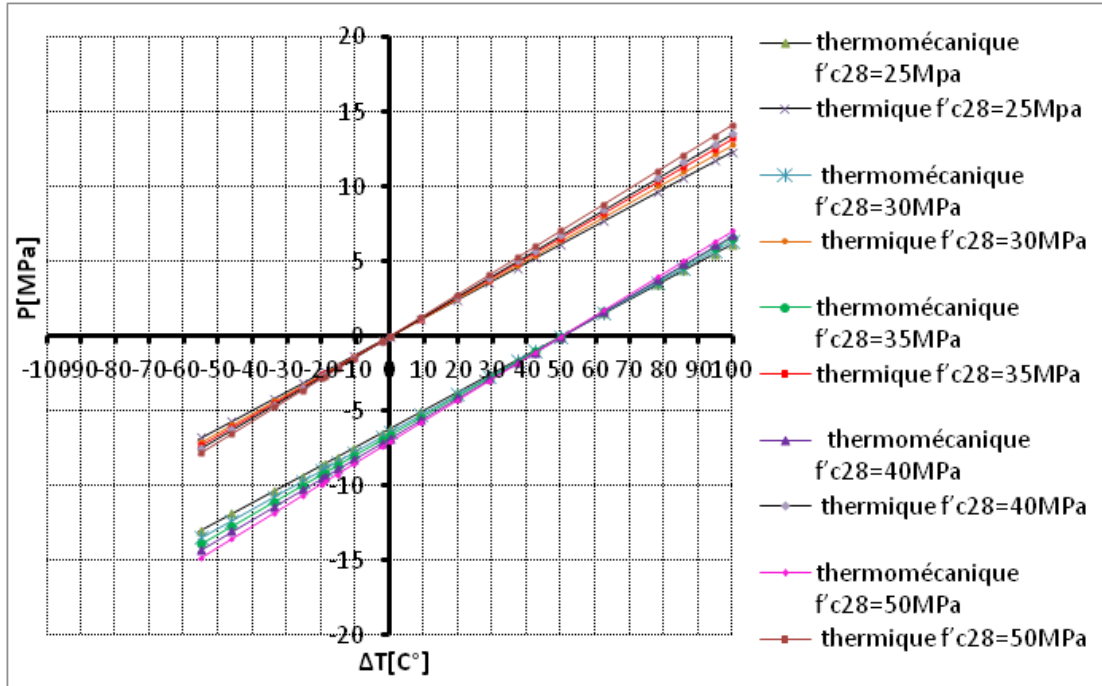


Figure 4.4: Pression radiale exercée par la barre de PRF N°19 en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton* _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}

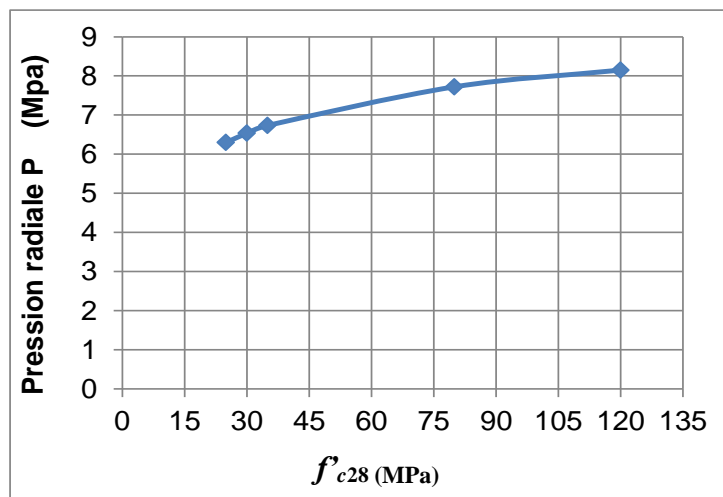


Figure 4.5: Pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la résistance du béton (f'_{c28}) pour une variation de températures de 100°C et une charge axiale de 20% F_u .

4.2.3. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b):

La figure 4.6 montre la variation de la pression radiale exercée par la barre de PRF en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton*, des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF, pour des différents rapports c/d_b (1 ; 1.4 ; 1.9 et 2.5). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. La figure inclut le comportement des deux types des cylindres, ceux soumises à une charge thermique seule, et les autres soumises à une charge thermique combinée avec une charge mécanique axiale de 20% de la résistance ultime des barres.

On constate que la pression radiale exercée par la barre de PRF augmente légèrement avec l'augmentation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b) conformément aux équations 3.35 et 4.43. Cette augmentation est de l'ordre de 1% pour une augmentation du rapport c/d_b de 0.5. La pression radiale des éprouvettes ayant un rapport (c/d_b) = 2.5 est augmenté de 6% par rapport à celle des éprouvettes ayant un rapport (c/d_b) = 1.

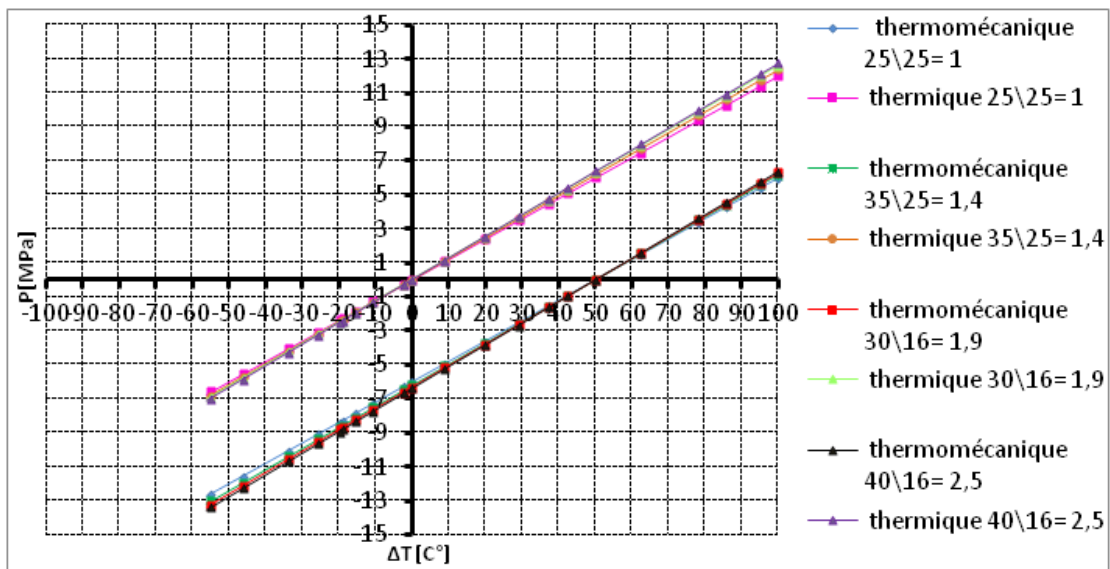


Figure 4.6 : Pression radiale exercée par la barre de PRF N°16 et N° 25 en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton* _ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b)

4.3. Evaluation de la contrainte circonférentielle transversale du béton :

4.3.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} :

Les figures 4.7 et 4.8 montrent la variation de la contrainte circonférentielle maximale dans le béton (σ_{tmax}) due à la pression radiale P et à la charge axiale N en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton*, des cylindres en béton armé de barre en PRF, ayant une épaisseur d'enrobage du béton de 25 mm et une barre de PRF de 19 mm de diamètre. Ces figures montrent aussi les contraintes σ_{tmax} de ces cylindres sous une charge thermique seule.

La figure 4.7 présente une comparaison entre le comportement thermique et thermomécanique de ces cylindres en termes de la contrainte circonférentielle, pour une résistance du béton à la compression $f'_{c28} = 25$ MPa. On peut remarquer que les deux courbes de la contrainte circonférentielle sont linéaires et ayant un comportement similaires conformément aux équations 3.19 et 4.20, l'écart entre les deux courbes est dû à la charge mécanique axiale et à la contrainte normale résultante de béton (σ_{cz}). On peut conclure que la présence de la force mécanique axiale contribue à la réduction de la contrainte circonférentielle maximale dans le béton (σ_{tmax}).

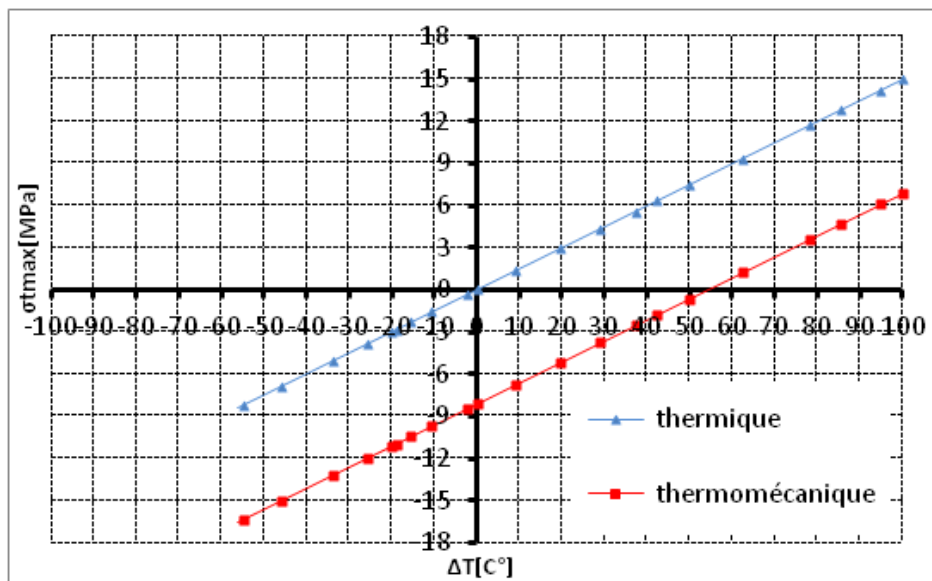


Figure 4.7: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre en PRF N°19 /béton* pour $f'_{c28} = 25$ MPa.

Les figures 4.8 et 4.9 montrent l'effet de la variation de la résistance à la compression du béton (f'_{c28} égale à 25, 30, 35, 40, et 50 MPa) sur la variation de la contraintes circonférentielles maximale dans le béton (σ_{tmax}), pour des cylindres soumises à une variation thermique seule et des cylindres soumises simultanément à une variation thermique et à une charge mécanique de 20% de la résistance ultime des barres. Comme le cas de la pression radiale, on remarque que la contraintes circonférentielles augmente avec l'augmentation de f'_{c28} , puis elle se stabilise pour les grandes valeurs de cette dernière. A titre d'exemple, pour un béton de résistance de 50 MPa, la pression radiale augmente de 12% par rapport à un béton de résistance de 25 MPa. Ce pourcentage peut atteindre 18% si la résistance du béton est de 80 MPa au lieu 50 MPa.

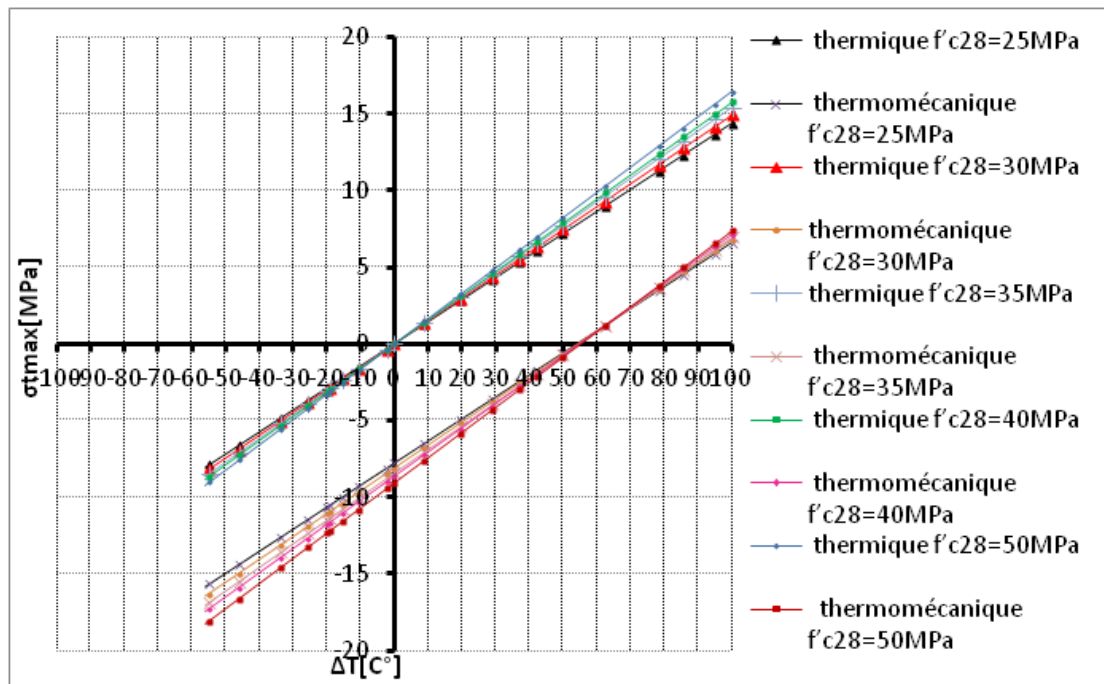


Figure 4.8: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre en PRF N°19 /béton* _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}

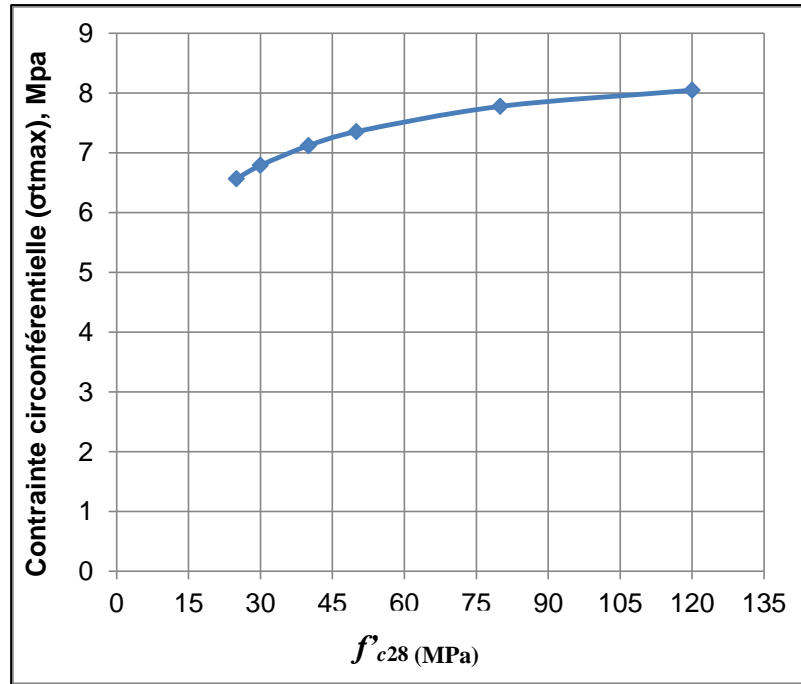


Figure 4.9: Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la résistance du béton (f'_{c28}) pour une variation de températures de 100°C et une charge axiale de 20% F_u .

4.3.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b):

La figure 4.10 montre la variation de la contrainte circonférentielle maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton*, des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF, pour des différents rapports c/d_b (1 ; 1.4 ; 1.9 et 2.5). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. La figure inclut le comportement des deux types des cylindres, ceux soumises à une charge thermique seule, et les autres soumises à une charge thermique combinée avec une charge mécanique axiale de 20% de la résistance ultime des barres.

On constate que la contrainte circonférentielle diminue avec l'augmentation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b) conformément aux équations 3.19 et 4.20 du comportement thermique et thermomécanique, respectivement. Sachant que l'augmentation du rapport (c/d_b)

conduit à la diminution du rapport $\beta = \frac{r^2+1}{r^2-1}$. Cette augmentation est de l'ordre de 2%

pour une augmentation du rapport c/d_b de 0.5. La contrainte circonférentielle des

éprouvettes ayant un rapport $(c/d_b) = 2.5$ est diminué de 11% par rapport à celle des éprouvettes ayant un rapport $(c/d_b) = 1$.

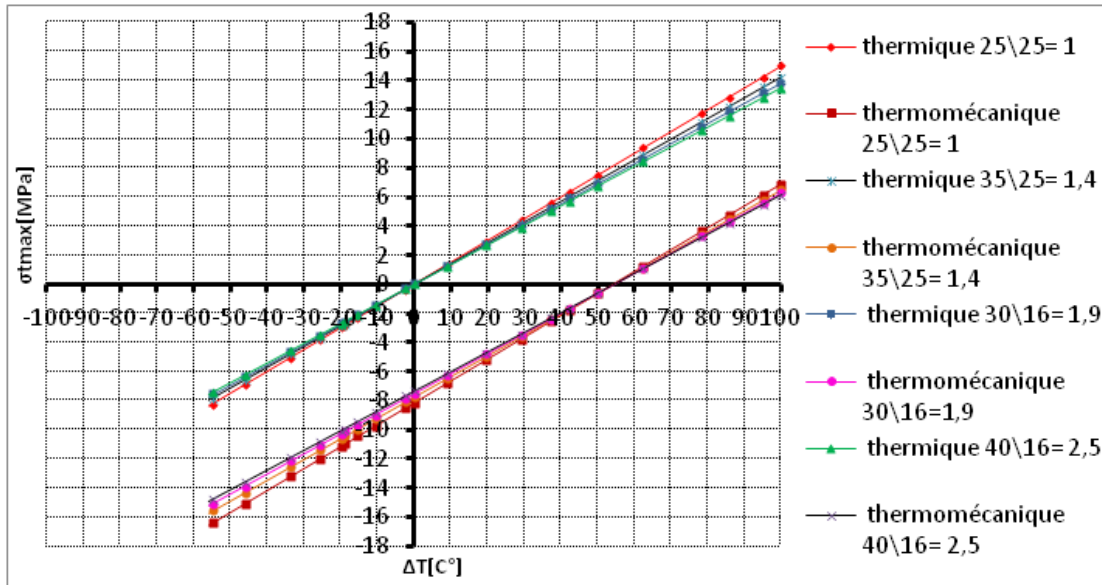


Figure 4.10 : Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre en PRF* N°16 et N°25 /béton _ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b)

4.3.3. Effet de la variation de la charge mécanique appliquée

La figure 4.11 montre la variation de la contrainte circonférentielle maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre/béton*, des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF, pour des différentes valeurs de la charge mécanique appliquée axialement. Cette charge prend les valeurs de 0% ; 10% ; 15% ; 20% ; 30% et 40% de la charge ultime des barres de PRF (F_u). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. L'épaisseur d'enrobage du béton est de 25 mm et le diamètre de la barre de PRF est 19 mm.

À partir de cette figure, on constate que la contrainte circonférentielle à l'interface barre/béton diminue considérablement avec l'augmentation de la charge axiale appliquée. Cette réduction est estimée de 4 MPa pour une augmentation de 10% de cette charge. Ceci est dû à la diminution de la pression radiale causée par l'application de la charge mécanique comme c'est indiqué dans la section 4.2.2 et prouvé par les équations 4.20 et 4.43

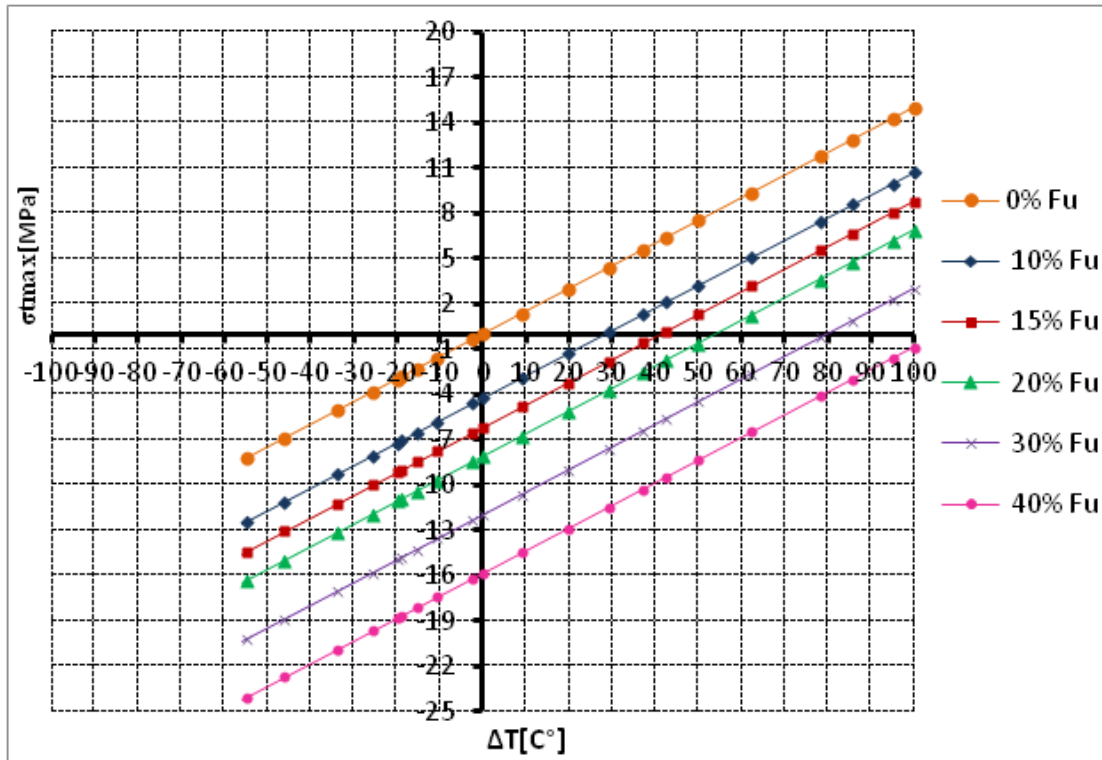


Figure 4.11 : Contraintes circonférentielles maximale dans le béton en fonction de la variation de température à l'interface *barre en PRF N°19 /béton* _ Effet de la charge mécanique appliquée.

4.4. Evaluation de la déformation transversale à la surface extérieure du béton :

4.4.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton :

Les figures 4.12 et 4.13 montrent la variation de la déformation transversale à la surface extérieure des cylindres du béton ($\varepsilon_{ct}(b)$) due à la pression radiale P et à la charge axiale N en fonction de la variation de température des cylindres en béton armé de barres en PRF, ayant une épaisseur d'enrobage du béton de 25 mm et une barre de PRF de 19 mm de diamètre. Ces figures montrent aussi les déformations $\varepsilon_{ct}(b)$ de ces cylindres sous une charge thermique seule. La figure 4.12 montrent une comparaison entre le comportement thermique et thermomécanique de ces cylindres en termes de déformation transversale à la surface extérieure, pour une résistance du béton à la compression de 25 MPa. On constate que le comportement du béton sous la variation de température est linéaire élastique comme le montre les équations 3.27 et 4. 31 Dû à l'effet du Poisson représenté par le terme $(\nu_c \varepsilon_{cz})$, causé par l'application de la charge

axiale, on trouve que les déformations thermomécaniques sont inférieures aux déformations thermiques.

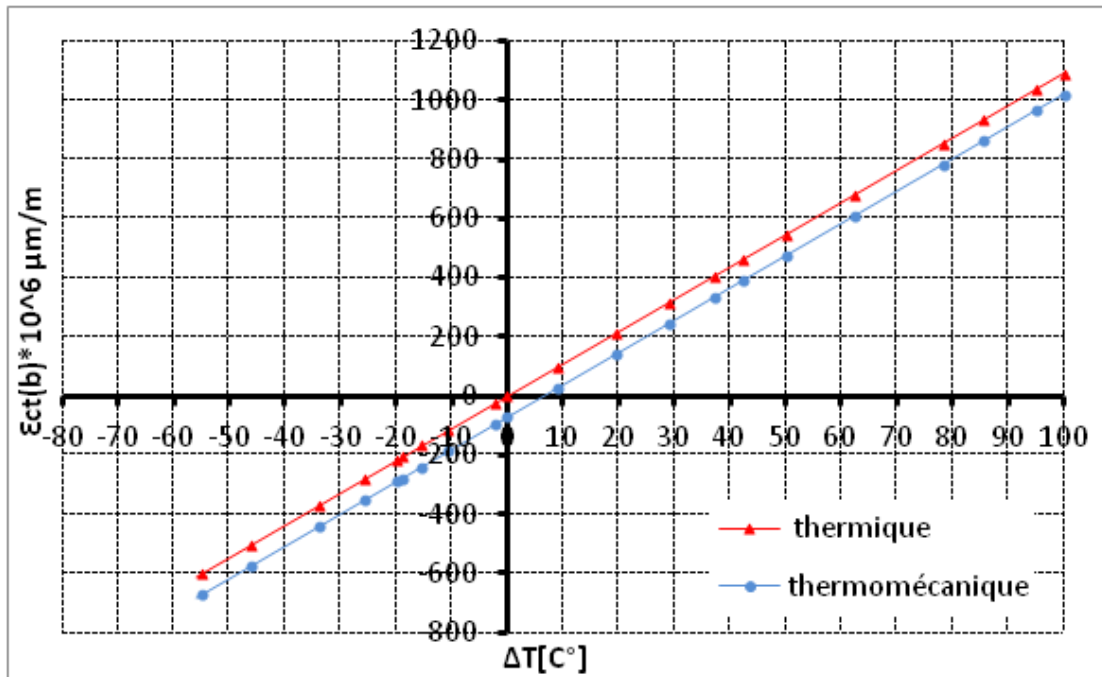


Figure 4.12: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température pour $f'_{c28} = 25\text{MPa}$.

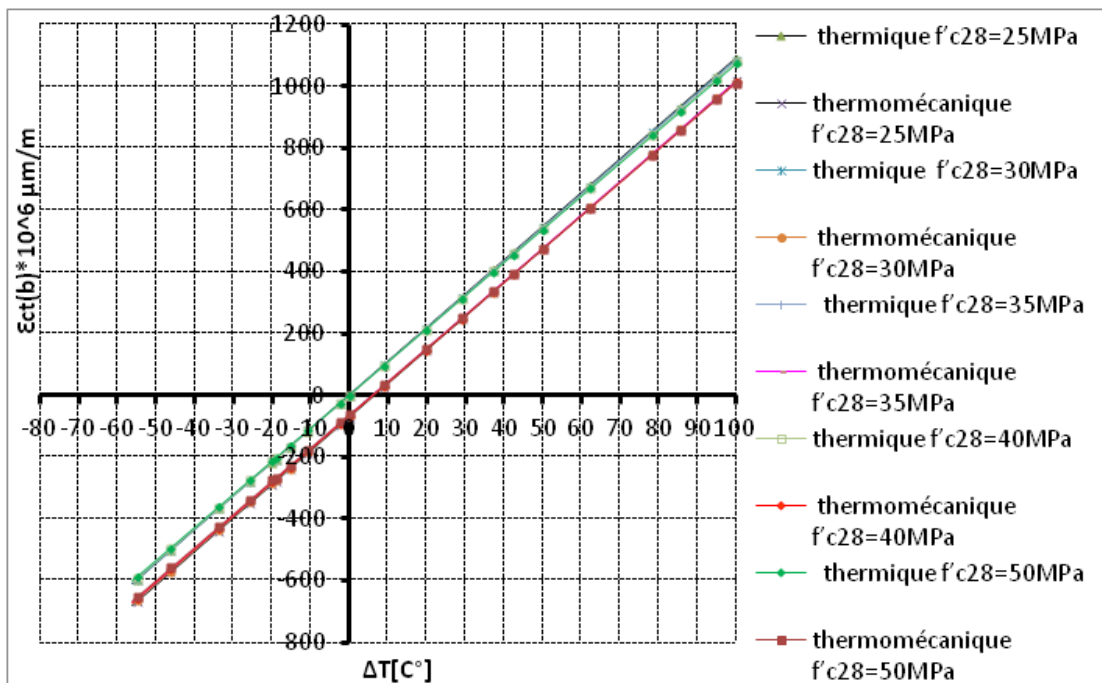


Figure 4.13: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température _ Effet de la résistance de béton f'_{c28}

Le figure 4.13 montre l'effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} (25, 30, 35, 40, et 50 MPa) sur la variation de la déformation transversale du béton à la surface extérieure des cylindres soumises à une variation thermique seule et des cylindres soumises simultanément à une variation thermique et à une charge mécanique de 20% de la résistance ultime des barres. On constate que l'augmentation de la résistance à la compression du béton n'a pas d'effet sur la réduction de la déformation transversale du béton à la surface extérieure des cylindres.

4.4.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre en PRF (c/d_b):

La figure 4.14 montre la variation de la déformation transversale à la surface extérieure du cylindres du béton ($\varepsilon_{ct}(b)$) due à la pression radiale P et à la charge axiale N en fonction de la variation de température, des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF, pour des différents rapports c/d_b (1 ; 1.4 ; 1.9 et 2.5). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. La charge mécanique axiale est de 20% de la résistance ultime des barres. La figure 5.15 montre le comportement de même type des cylindres, mais sous l'effet d'une charge thermique seule.

On constate donc que la déformation transversale à la surface extérieure du béton diminue avec l'augmentation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b), conformément aux équations 3.27 et 4.31 du comportement thermique et thermomécanique, respectivement. Sachant que le paramètre (r) varie proportionnellement avec la variation du rapport (c/d_b). La différence entre la déformation transversale à la surface extérieure du béton des cylindres ayant un rapport (c/d_b) =1 et ceux ayant un rapport (c/d_b) =1.4 est de 2%. Cependant, la différence entre la déformation transversale à la surface extérieure du béton des cylindres ayant un rapport (c/d_b) =1.4 et ceux ayant un rapport (c/d_b) =1.9 est juste 1%. On peut conclure que l'augmentation du rapport (c/d_b) au-delà de la valeur 2 n'est pas beaucoup bénéfique pour la réduction de la déformation du béton à la surface extérieure de l'enrobage.

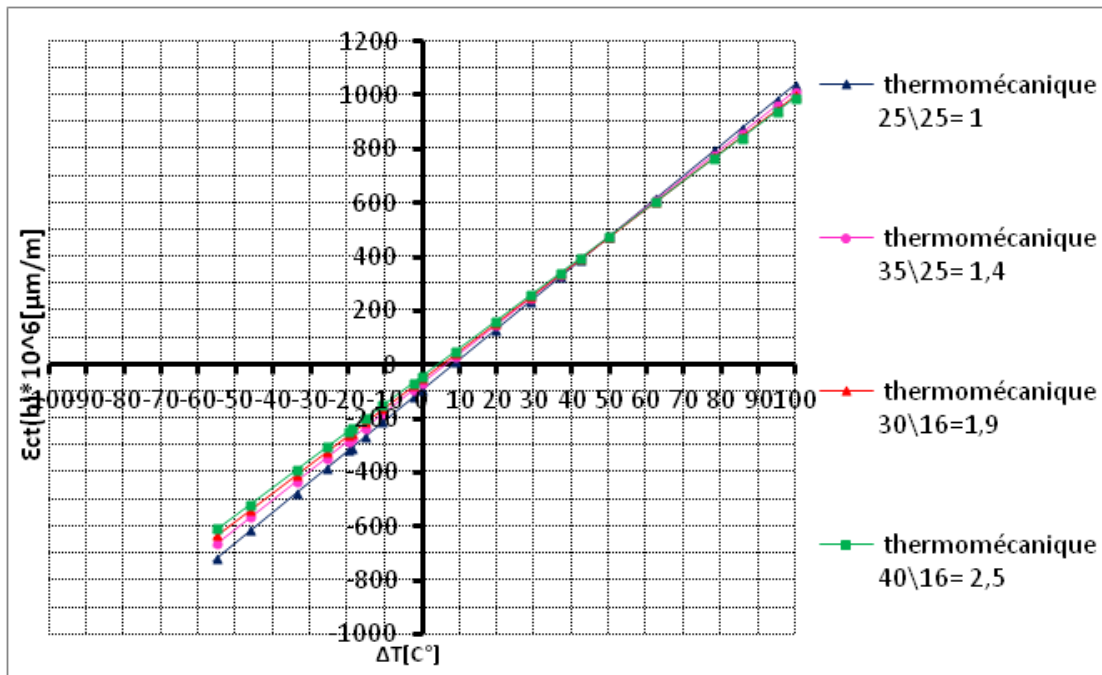


Figure 4.14: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température sous charge combinée thermique et mécanique _ Effet de la variation du rapport (c/d_b).

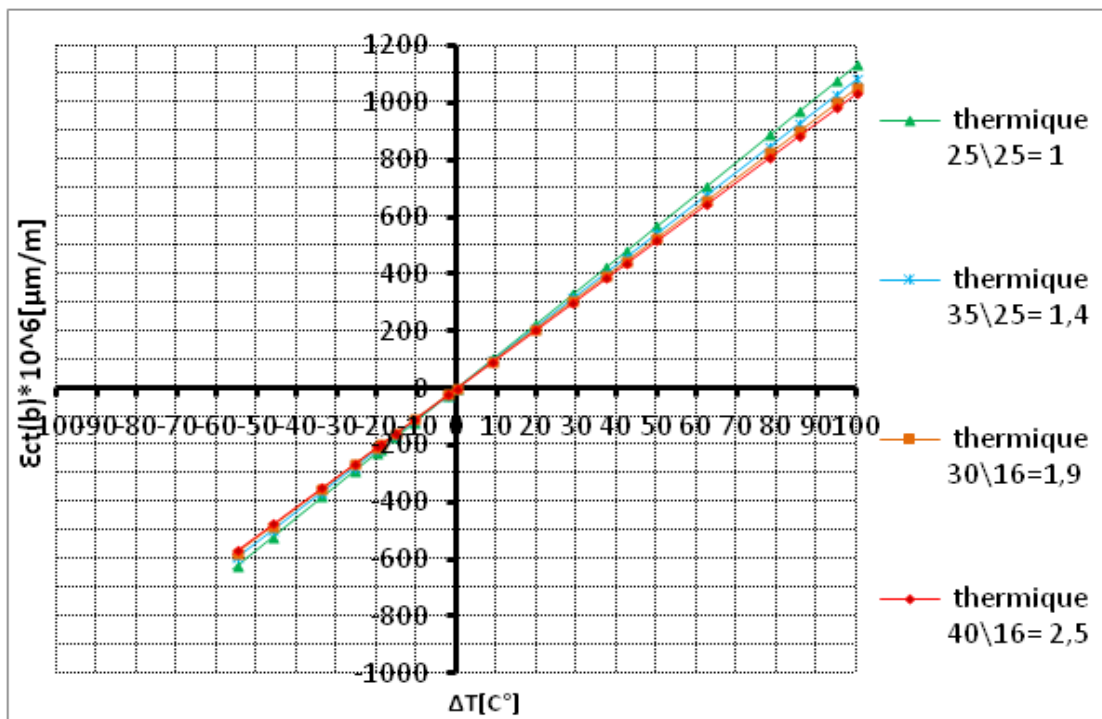


Figure 4.15: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température sous charge thermique _ Effet de la variation du rapport (c/d_b).

4.4.3. Effet de la variation de la charge mécanique appliquée

La figure 4.16 montre la variation de la déformation transversale à la surface extérieure du béton en fonction de la variation de température des éléments cylindriques en béton armé axialement de barres en PRF, pour des différentes valeurs de la charge mécanique appliquée axialement. Cette charge prend les valeurs de 0% ; 10% ; 15% ; 20% ; 30% et 40% de la charge ultime des barres de PRF (F_u). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. L'épaisseur d'enrobage du béton est de 25 mm et le diamètre de la barre de PRF est 19 mm.

La figure 4.16 nous montre que l'augmentation de la charge mécanique appliquée axialement axiale sur des éléments cylindriques conduit à une légère réduction de la déformation transversale à la surface extérieure du béton d'enrobage de ces cylindres. Cette réduction est due à la diminution de la pression radiale engendrée par l'application de la charge mécanique, et due aussi à l'effet du Poisson sur le béton causé par l'application de cette charge.

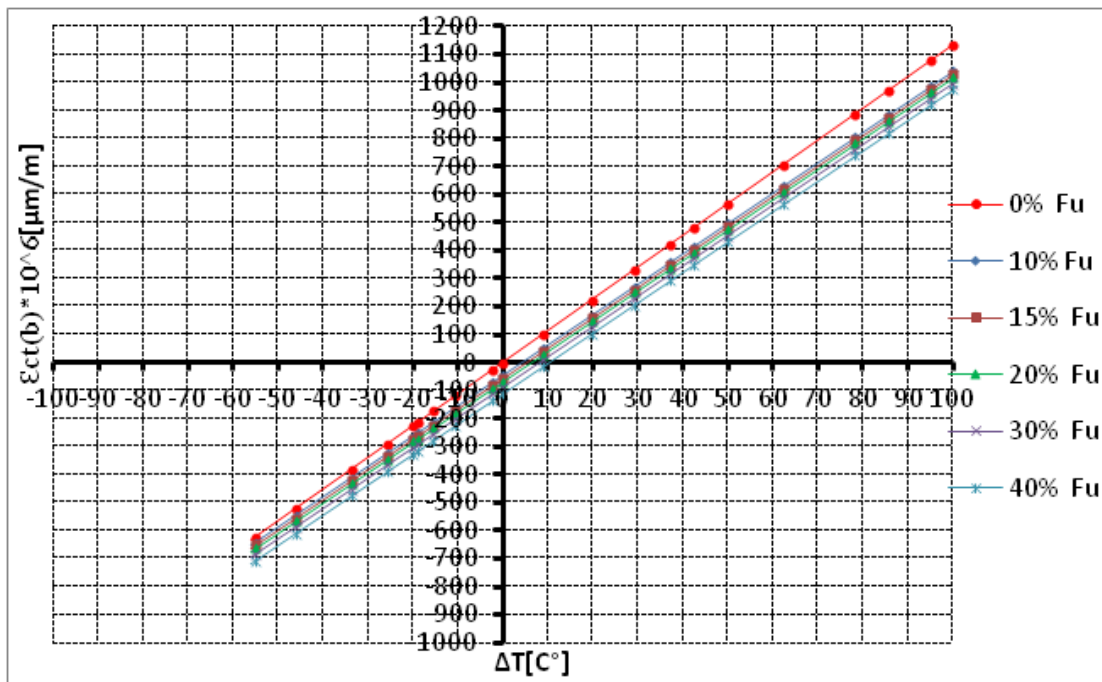


Figure 4.16: Déformation transversale du béton à la surface extérieure en fonction de la variation de température _ Effet de la charge mécanique appliquée.

4.5. Evaluation de la déformation circonférentielle à l'interface

4.5.1. Effet de la variation de la résistance à la compression du béton

Les figures 4.17 et 4.18 montrent la variation de la déformation circonférentielle ($\varepsilon_{\theta}(a)$) en fonction de la variation de température à l'interface *barres /béton* des cylindres en béton armé de barres en PRF, ayant une épaisseur d'enrobage du béton de 25 mm et une barre de PRF de 19 mm de diamètre.

La figure 4.17 présente une comparaison entre le comportement de deux types de cylindres, ceux soumises à une charge thermique seule, et les autres soumises simultanément à une charge thermique et une charge mécanique de 20% de la résistance ultime des barres. On peut remarquer que les deux courbes de déformation circonférentielle à l'interface barres/béton sont linéaires et similaires conformément aux équations 3.26 et 4.30. L'écart entre les deux courbes est due, à la fois, à l'effet du Poisson représenté par la déformation ε_{cz} , et à la réduction de la pression radiale P causée par l'application de la charge mécanique axiale.

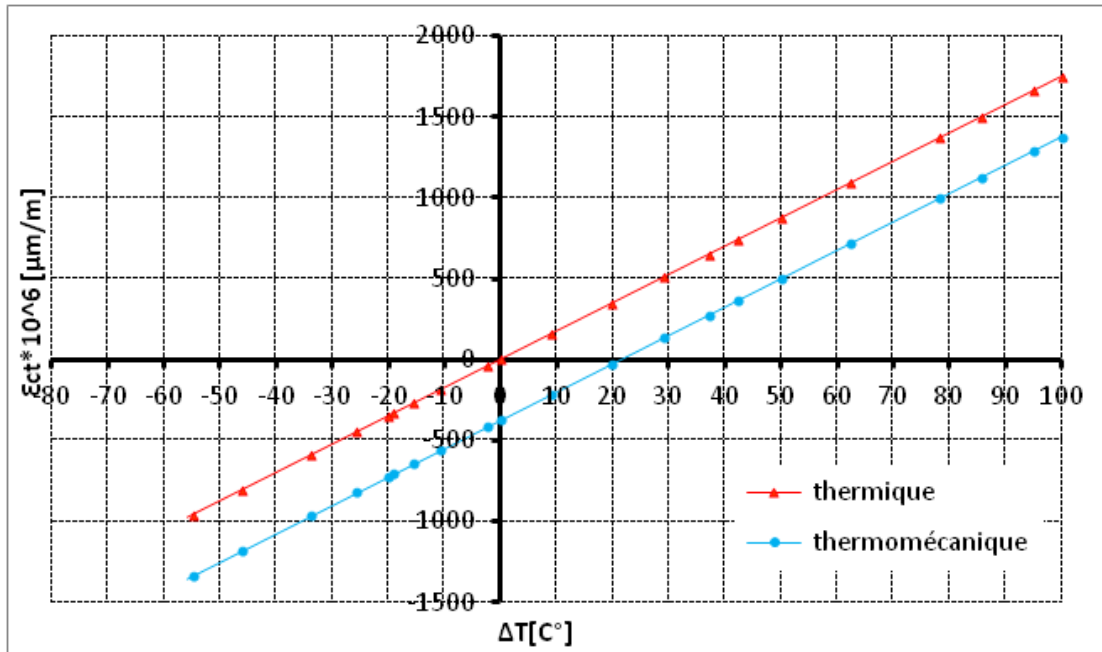


Figure 4.17 : Déformations ciconférentille à l'interface barre en PRF N°19 /béton en fonction de la variation de température pour $f'_{c28}=25\text{MPa}$

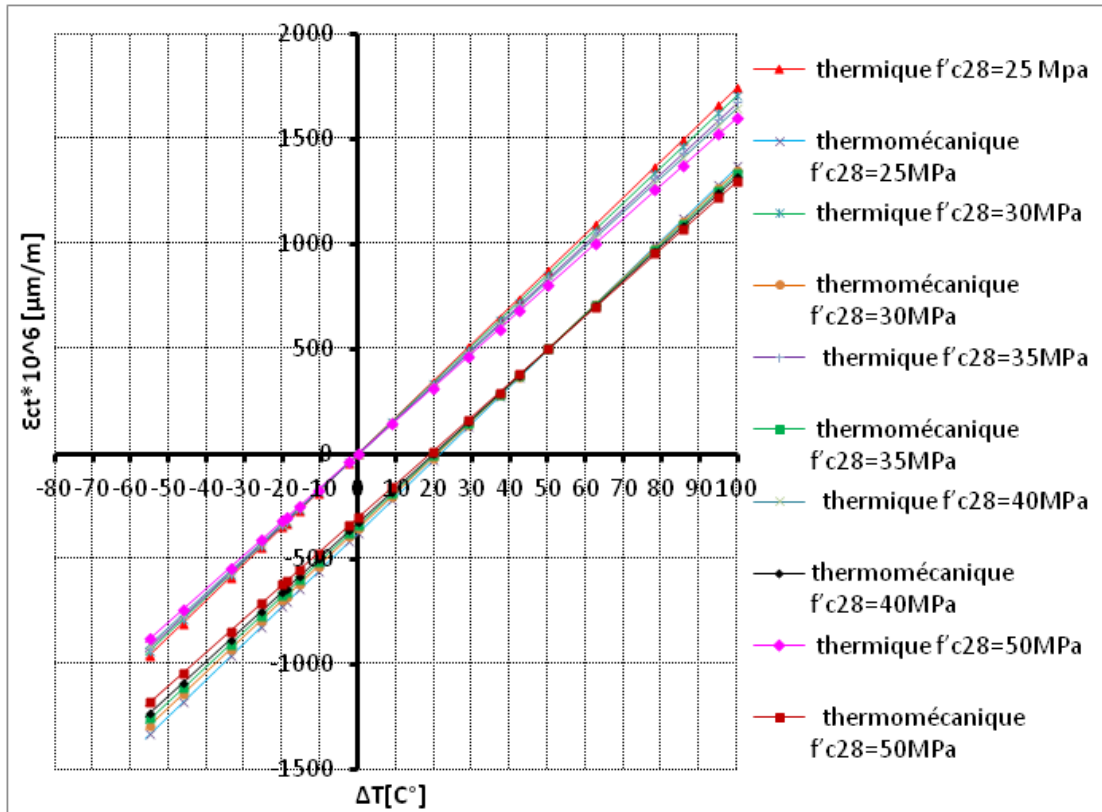


Figure 4.18: Déformation ciconférentille à l'interface barres en PRF N°19 /béton en fonction de la variation de température _ Effet de la résistance du béton f'_{c28}

La figure 4.18 montre l'effet de la variation de la résistance à la compression du béton f'_{c28} (25, 30, 35, 40, et 50 MPa) sur la variation de la déformation ciconférentille à l'interface barres/béton des cylindres soumises à une variation thermique seule et des cylindres soumises simultanément à une variation thermique et à une charge mécanique de 20% de la résistance ultime des barres. On constate que l'augmentation de la résistance de compression du béton conduit à une légère réduction de la déformation transversale à l'interface barre/béton. A titre d'exemple, pour un béton de résistance de 50 MPa, cette déformation diminue de 5% par rapport à un béton de résistance de 25 MPa. Ce pourcentage peut atteindre 9% si la résistance du béton est de 80 MPa au lieu 50 MPa.

4.5.2. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b)

La figure 4.19 montre la variation de la déformation circonférentielle à l'interface barre/béton en fonction de la variation de température des cylindres en béton armé de barres en PRF, pour des différents rapports c/d_b (1 ; 1.4 ; 1.9 et 2.5). La résistance du béton à la compression (f'_{c28}) est de 25 MPa. La figure inclut le comportement de deux types de cylindres, ceux soumises à une charge thermique seule, et les autres soumises à une charge thermique combinée avec une charge mécanique axiale de 20% de la résistance ultime des barres. On constate que l'augmentation du rapport c/d_b n'a pas un effet significatif sur les déformations circonférentielles à l'interface barre/béton.

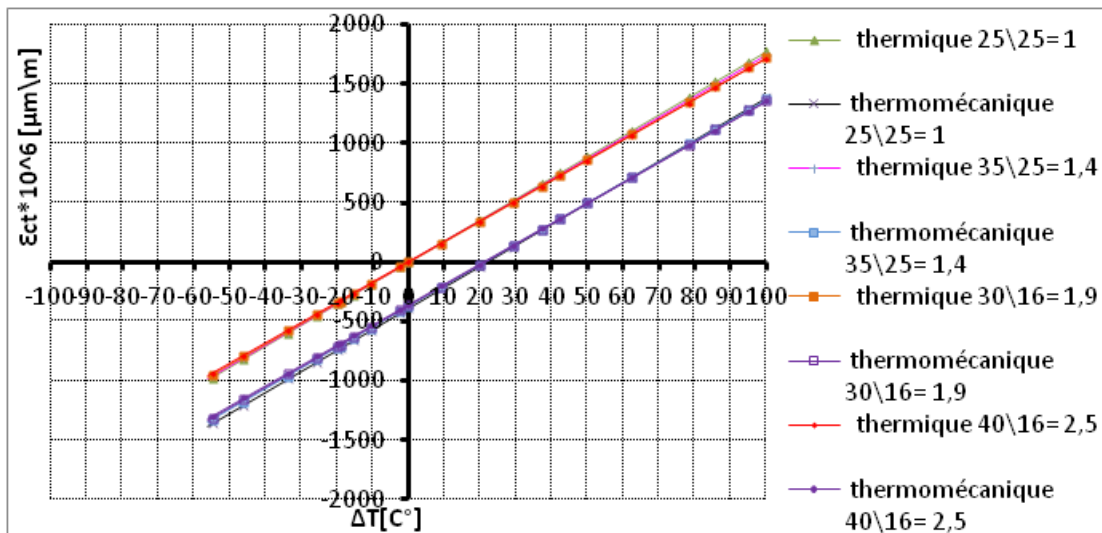


Figure 4.19: Déformations circonférentielles à l'interface barre N°16 et N°25 /béton
_ Effet du rapport d'enrobage au diamètre de la barre (c/d_b)

4.6. Variation de température (ΔT_{cr}) produisant la première fissure radiale à l'interface barre/béton :

4.6.1. Effet de la variation du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b) :

La figure 4.20 montre, a la fois, la variation de température ΔT_{cr} , produisant la première fissure radiale dans le béton à l'interface barre/béton des cylindres en béton armé de barres en PRF sous charge thermique, et aussi sous charge combinée thermique et mécanique. L'évolution de ΔT_{cr} est prédite en fonction du rapport de

l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre de PRF (c/d_b) pour un béton de résistance à la traction (f_{ct}) de 3 MPa. Dans le cas de chargement combiné thermique et mécanique, on peut remarquer que la variation de température ΔT_{cr} varie entre 24 et 27°C et ceci pour des rapports c/d_b variant entre 1,0 à 5. Cependant, pour le cas de chargement thermique seul, cette température varie entre 20 et 23°C pour la même marge du rapport c/d_b . Donc, on peut conclure que l'application d'une charge axiale ralentir l'apparition des fissures radiales.

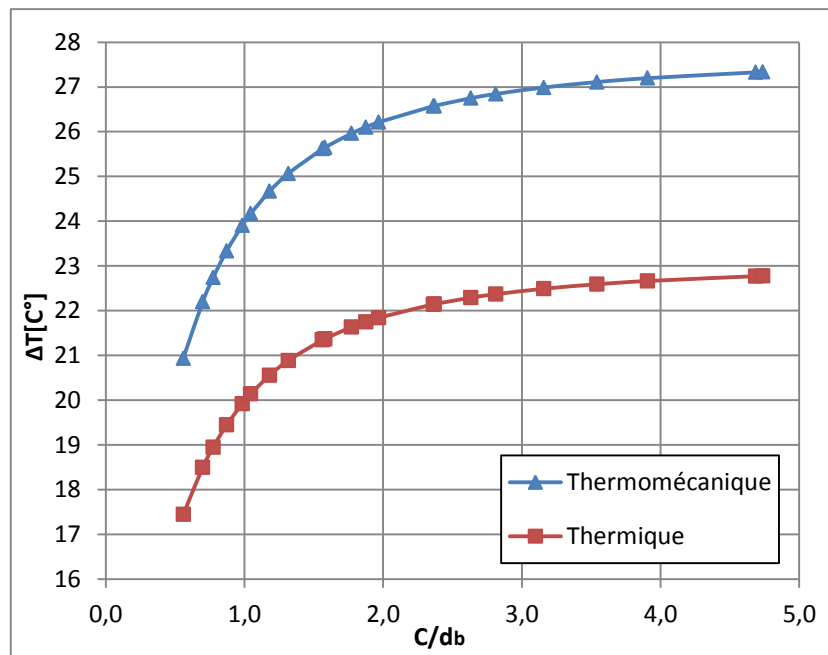


Figure 4 .20: Variation de température produisant la première fissure (ΔT_{cr}) à l'interface *barre en PRF /béton* en fonction du rapport de l'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b)

4.6.2. Effet de la variation du coefficient d'expansion thermique (CET) transversale de la barre en PRF

La figure 4.21 illustrent l'évolution de la variation de température ΔT_{cr} , produisant la première fissure radiale dans le béton à l'interface armature/béton des cylindres en béton armé de barres en PRF ayant un rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b) égale 1,3 ($c=25$, $d=19$). Le module d'élasticité transversale (E_{tb}) des barres en PRF étudié est 7750,1GPa, tout en faisant varier le

CET transversale des barres en prenant des valeurs de $27,35 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ et $60 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ et $80 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$.

D'après cette figure on remarque que l'augmentation du coefficient thermique transversal α_{ft} de la barre engendre une réduction importante dans la variation de température ΔT_{cr} , produisant la première fissure radiale dans le béton à l'interface *barre/béton* des cylindres en béton armé de barres en PRF sous charges thermomécanique et thermiques. Pour des valeurs supérieures à $80 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, on remarque que la première fissure peut apparaître à une température T° très faible de 25°C (considérant la température de référence est de 20°C). On constate aussi, que l'effet de la charge mécanique est négligeable pour les grandes valeurs de CETT des barres.

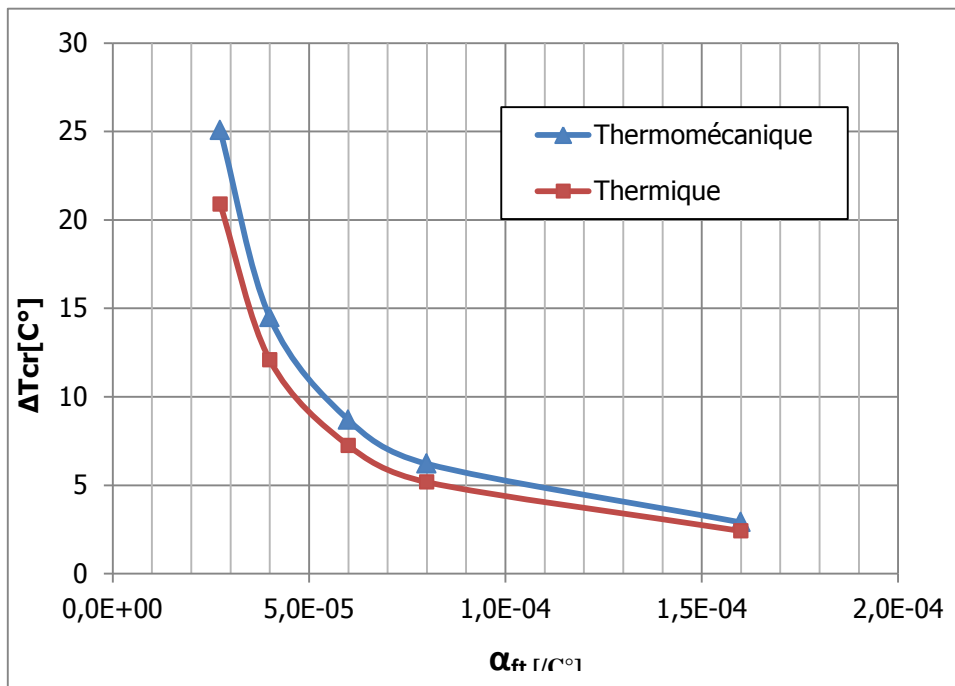


Figure 4 .21 : Variation de température produisant la première fissure (ΔT_{cr}) à l'interface *barre/béton* en fonction du coefficient d'expansion thermique transversale de la barre.

Conclusions générales

Conclusions générales

Le comportement thermomécanique des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF a été examiné analytiquement dans ce projet de fin d'étude. La température a été variée entre -50°C à $+100^{\circ}\text{C}$. La charge mécanique a été appliquée axialement sur les cylindres et représente un pourcentage de la résistance ultime à la traction (F_u) des barres de PRF (10%, 15%, 20%, 30%, 40% de F_u).

En premier lieu, on a étudié l'effet de la charge mécanique sur l'évaluation de la pression radiale, de la contrainte circonférentielle à l'interface barre/béton, de la déformation circonférentielle à l'interface barre/béton et à la surface extérieure du béton d'enrobage et de la variation de la température produisant la première fissure dans le béton (ΔT_{cr}).

Afin d'évaluer cet effet on a établi une comparaison entre le comportement de ces éléments sous charges thermiques seules et sous charges combinées thermique et mécanique, pour une résistance du béton à la compression f'_{c28} de 25 MPa, une charge mécanique de 20% (F_u) et un rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b) égale à 1.3. La comparaison des résultats analytiques permet de tirer les conclusions suivantes :

- Le comportement thermique et thermomécanique des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF est élastique linéaire.
- La présence de la force mécanique axiale contribue à la réduction de la pression radiale, et par conséquent, à la réduction de la contrainte transversale maximale dans le béton, et de la déformation circonférentielle à l'interface barre/béton et à la surface extérieure du béton d'enrobage.
- Les déformations circonférentielles à l'interface barre/béton et à la surface extérieure du béton des éléments soumis à un chargement combiné thermique et mécanique sont inférieures à celles des éléments soumis à une charge thermique seule, ceci est dû à l'effet de Poisson.
- L'application d'une charge axiale ralentir l'apparition des fissures radiales. La température produisant la première fissure pour des éléments soumis à une charge thermique seule est de 20 à 23°C selon le rapport c/d_b . Cependant, elle est de 24 à 27°C pour des éléments soumis à un chargement combiné thermique et mécanique.
- Pour les grandes valeurs de coefficients d'expansion thermique, la charge mécanique devient négligeable devant la charge thermique.

En second lieu, on a effectué une étude comparative afin d'examiner l'effet de la résistance de compression du béton, la variation du rapport c/d_b , la variation de la charge mécanique et la variation du coefficient d'expansion thermique des barres sur le comportement thermique et thermomécanique des cylindres en béton armé axialement par une barre en PRF. Les conclusions suivantes sont les principales constatations issues de cette étude :

- Le coefficient d'expansion thermique des barres de PRF est un facteur important dans le comportement des éléments en béton armé de barres en PRF. En effet, l'augmentation de ce coefficient conduit à une augmentation importante de la pression radiale, et à une réduction considérable de la température produisant la première fissure radiale dans le béton à l'interface barre/béton.
- La variation de la résistance à la compression du béton (f_{c28}) n'a pas de grande influence sur la pression radiale et la contrainte circonférentielle à l'interface barre/béton. L'augmentation de f_{c28} conduit à une augmentation légère de la pression radiale et la contrainte circonférentielle.
- La variation de la résistance à la compression du béton n'a pas d'effet remarquable aussi sur les déformations transversales à la surface extérieure de l'enrobage du béton. Cependant, les déformations transversales à l'interface barre/béton diminuent légèrement avec l'augmentation de la résistance du béton.
- La pression radiale à l'interface barre/béton augmente légèrement avec l'augmentation du rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b). Cependant, la contrainte circonférentielle à l'interface barre/béton diminue relativement avec l'augmentation du rapport c/d_b .
- L'augmentation du rapport c/d_b n'a pas d'effet significatif sur les déformations transversales à l'interface barre/béton, et aussi sur les déformations transversales à la surface extérieure de l'enrobage du béton, en particulier pour des rapports supérieurs à 2.
- L'augmentation du rapport d'épaisseur d'enrobage du béton au diamètre de la barre (c/d_b) ralentir l'apparition des fissures radiales. Néanmoins, une augmentation de ce rapport au-delà de la valeur 3 n'a pas d'effet bénéfique sur la charge de fissuration.
- La charge mécanique appliquée axialement a un effet remarquable sur la réduction de la pression radiale. En conséquence, la contrainte circonférentielle se trouve diminuer.

-
- L'application d'une charge mécanique axiale conduit à la diminution des déformations transversales à la surface extérieure de l'enrobage du béton. Cette réduction est due à la réduction de la pression radiale et aussi à l'effet du Poisson.

Bibliographie

BIBLIOGRAPHIES

- AIELLO, M.A., FOCACCI, F., and NANNI, A. (July-August 2001) *Effects of thermal loads on concrete cover of fiber reinforced polymer reinforced elements: Theoretical and experimental analysis*, ACI Materials Journal, vol. 98, n° 4, p. 332-339.
 - AIELLO, M.A. (Feb. 1999) *Concrete cover failure in FRP reinforced beams under thermal loading*, Journal of Composites for Construction, vol. 3, n° 1, p. 46-52.
 - ABDALLA, H. (May 2006) *Concrete cover requirements for FRP reinforced members in hot climates*, Composite Structures, vol. 73, n° 1, p. 61-69.
 - ISIS CANADA, 2001 ; BERTHELOT, 1992, 1996]
 - AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (2003) *Guide for the Design and Construction of Concrete with FRP Bars*, ACI 440.1R 2003, American Concrete Institute, Detroit, 42 p.
 - ACI 440 (1996) *State of the art report on FRP Reinforcements for concrete structures*, ACI 440R-96, approved in 2002, American Concrete Institute, Detroit, Michigan.
 - Bellakehal, H. (2015) ‘‘Comportement des dalles en béton armé de PRF-Effet combine des charges thermiques et mécaniques’’ l’édition Presse Académique Francophone, Saarbrücken, Deutschland/Allemagne. 179 page.
 - BERTHELOT, J.M., (1996) *Matériaux composites – Comportement mécanique et analyse des structures*, Masson, Paris, 620 p.
 - BENABDESSELAM, Y. (1998) *Étude de l’effet de cycles thermiques sur l’adhérence béton /armature en matériaux composites constituée de polymères renforcés de fibres de carbone et de fibres de verre*, Mémoire de maîtrise ès sciences appliquées, Département de génie civil, Université de Sherbrooke, 138 p.
 - BENMOKRANE, B., and EL-SALAKAWY, E. eds. (2002) *Proceedings of 2nd International Conference on Durability of Composites for Construction*, CDCC02, Sherbrooke, Canada.
-

BIBLIOGRAPHIE

- CHAALLAL, O., and BENMOKRANE, B. (1993) *Physical and mechanical performance of innovative glass fiber reinforced plastic rod for concrete and grouted anchorages*, Canadian Journal of Civil Engineering, vol. 20, n° 2, p. 254-268.
 - CHAALLAL, O., HOUDE, J., BENMOKRANE, B., and AITCIN, P.-C. (1991) *Use of a new glass-fiber rod as reinforcement for concrete structures*, ACI Special Publication on Evaluation and Rehabilitation of Concrete Structures and Innovations in Design, SP128-32, vol. I, p. 515-528.
 - DUTTA, P.K. (Aug. 1994) *Low-temperature compressive strength of glass-fiber-reinforced polymer composites*, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Transactions of the ASME, vol. 116, n° 3, p. 167-172.
 - ERKI, M.A., and RIZKALLA, S.H. (Jun. 1993) *FRP reinforcement for concrete structures*, Concrete International: Design and Construction, vol. 15, n° 6, p. 48-53.
 - ERKI, M. A, and RIZKALLA, S.H. (Jun. 1993) *FRP reinforcement for concrete structures*, Concrete International: Design and Construction, vol. 15, n° 6, p. 48-53.
 - GAY, D. (1997) *Matériaux composites*, 4e édition Hermès, Paris, France, 672 p.
 - GENTRY, T.R., and HUDAK, C.E. (August 1996) *Thermal Compatibility of Plastic Composite Reinforcement and Concrete*, Proceedings of 2nd International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures, ACMBS-II, Montreal, QC, p. 149-156
 - HANCOX, N.L. (1981) *Fiber composite hybrid materials*, Materials Development Division, Atomic Energy Research Establishment, Harwell, Oxford shire, UK, Applied Science Publishers LTD, London, 290 p.
 - HANCOX, N.L., and MAYER, R.M. (1994) *Design data for reinforced plastics - A guide for engineers and designers*, Chapman & Hall, London, 326 p.
-

BIBLIOGRAPHIE

- KUMAHARA, S., MASUDA, Y., TANANO, H., and SHIMIZU, A. (1993) *Tensile strength of continuous fiber bar under high temperature*, International symposium, Vancouver, ACI SP-138-44, P. 731-742.
 - Manuel de calcul N° 3 Document traduit de la version originale en anglais intitulée : *Reinforcing Concrete Structures with Fiber Reinforced Polymers (FRPs)*, Design Manual N°3, September 2001, ISIS-Canada.
 - MALLICK, P. K, (1993) *Fiber-reinforced composites – Materials, Manufacturing, and Design*, 2nd Edition, Revised and Expanded, Marcel Dekker, INC., New York, 566 p.
 - MALLICK, P.K., (1988) *Fiber-reinforced composites – Materials, Manufacturing, and Design*, Marcel Dekker, INC., New York, 469 p.
 - RAHMAN, H.A., and KINGSLEY, C.Y. (1996) *Fatigue behavior of a fiber reinforced plastic grid as reinforcement for concrete*, Proceedings of 1st International Conference on composites in infrastructure: Fiber composite in infrastructure, Tucson, AZ: ICCI, p. 427-439.
 - RAHMAN, H. A., KINGSLEY, C. Y., and TAYLOR, D. A. _1995_. “Thermal stress in FRP reinforced concrete.” *Proc., Ann. Conf. of the Canadian Society for Civil Engineering*, CSCE, Ottawa, 605–614.
 - TIMOSHENKO, S.P., and GOODIER, J.N. (1970) *Theory of elasticity*, Mc-Graw-Hill, New York.
 - VOGEL, H., and SVECOVA, D. (July 2004) *Effect of Temperature on concrete cover of FRP Prestressed Elements*, Proceedings of 4th International Conference, Advanced Composite Materials in Bridges and Structures, ACMBS-IV, Calgary, Alberta, p. 1-8.
 - ZAIDI, A. (Mai 2006) *Comportement Thermique d'Eléments en Béton Armé de Barres en Polymères Renforcés de Fibres (PRF)*, thèse de ph.d, université Sherbrooke, Département de génie civil, (Québec), Canada.
-

BIBLIOGRAPHIE

- ZAIDI, A. and MASMOUDI, R. (May 2006) *Thermal effect on FRP-reinforced concrete Slabs*. Proceedings of the 1st International Structural Specialty Conference CSCE, Calgary, Alberta, Canada, 10 p.
 - ZAIDI, A. and MASMOUDI, R. (August 2006) *Effect of low and high temperatures on the transverse thermal expansion of FRP bars embedded in concrete*, 7th International Conference on Short & Medium Span Bridges, Montreal, Quebec, Canada, 11p.
 - ZAIDI, A. and MASMOUDI, R. (May 2007) *Numerical analysis of the transverse thermal behavior of FRP Bars embedded in concrete*. 3rd International Conference on Durability & Field Applications of fiber Reinforced Polymer (FRP) Composites for Constructions, Quebec, Canada.
 - ZAIDI, A. and MASMOUDI, R. (July 2007) *Effect of Concrete Cover Thickness and FRP-Bars Spacing on the Transverse Thermal Expansion of FRP Bars*. 8th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures, University of Patras, Department of Civil Engineering, Patras, Greece, 10p.
 - ZAIDI, A. and MASMOUDI, R. (March 2008) *Thermal effect on fiber reinforced polymer reinforced concrete slabs*. Canadian Journal of Civil Engineering, NRC-Canada, vol . 35, n° 3, p 312-320.
-