POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Caractérisation en température du fluage-relaxation des joints d'étanchéité à base de PTFE
Auteur: Author:	Éric Savage
Date:	1999
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Savage, É. (1999). Caractérisation en température du fluage-relaxation des joints d'étanchéité à base de PTFE [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/8812/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/8812/
Directeurs de recherche: Advisors:	Luc Marchand, & Michel Derenne
Programme: Program:	Unspecified

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

CARACTÉRISATION EN TEMPÉRATURE DU FLUAGE-RELAXATION DES JOINTS D'ÉTANCHÉITÉ À BASE DE PTFE

ERIC SAVAGE

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

AVRIL 1999

© Eric Savage, 1999.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisitions et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

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

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

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

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

0-612-46661-2

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

CARACTÉRISATION

EN TEMPÉRATURE

DU FLUAGE-RELAXATION

DES JOINTS D'ÉTANCHÉITÉ À BASE DE PTFE

présenté par: SAVAGE Eric

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

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

M. ROUSSELET Jean, Ph.D., président

M. MARCHAND Luc, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. DERENNE Michel, M.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. BOUCHARD Yvon, M.Sc.A., membre

à mon père, Pierre

REMERCIEMENTS

J'aimerais remercier mes directeurs de maîtrise, Michel Derenne et Luc Marchand, pour leur support durant ce projet. D'une part, leur connaissance du domaine de l'étanchéité fut indispensable à la réalisation de ce travail. D'autre part, leurs opinions, même si elles étaient parfois contraires, ont grandement aidé à atteindre un équilibre entre la concision et le souci du détail. Finalement, je les remercie de m'avoir encouragé à toujours questionner mes propres idées.

Ce travail n'aurait pu être possible sans le soutien du personnel administratif, technique et de recherche de la section Mécanique Appliquée du département de Génie Mécanique de l'École Polytechnique de Montréal. Ils n'ont jamais refusé d'offrir leur aide pour surmonter les difficultés qui se sont inévitablement présentées. De même, le support financier accordé par le CRSNG fut indispensable.

Finalement, je désire remercier mon épouse Geneviève. Son support moral (et grammatical) m'a donné l'énergie, le courage et l'espoir de persévérer jusqu'à la fin.

RÉSUMÉ

Ce travail étudie la résistance à l'éclatement de huit types de joint d'étanchéité à base de PTFE dans un assemblage à brides boulonnées pressurisé soumis à des cycles de chauffage-refroidissement. Lors de travaux antérieurs qui se sont déroulés au laboratoire TTRL (Tightness Testing and Research Laboratory) de l'École Polytechnique de Montréal, une limite en température, dénommée "température de réserve T_r", a été déterminée pour plusieurs types de joint d'étanchéité à base de PTFE. Cette température est basée sur le comportement du joint observé à l'aide d'un essai HOBT (HOt Blow-out Test), un test conçu pour étudier la relaxation de la contrainte d'un joint chauffé graduellement jusqu'à ce qu'il éclate. Un autre facteur qui a permis de déterminé T_r est l'effet du refroidissement. En effet, lorsqu'il refroidit, le joint de PTFE se contracte plus rapidement que les brides d'acier, ce qui cause un relâchement de la tension dans les boulons qui pourrait entraîner l'éclatement du joint. Il a été prédit que si un joint n'est pas chauffé au-delà de sa température de réserve, il résistera à l'éclatement. Le but de ce travail est donc de vérifier la validité des températures T_r déterminées à partir des essais HOBT.

Deux nouvelles méthodes d'essai ont été développées dans le cadre de ce travail. La première, l'essai RTTC (Relaxation Testée sous Température Cyclique), fait subir au joint des cycles de chauffage-refroidissement dont la température maximale est égale à la température de réserve du joint. Ces essais ont démontré que le joint résiste à l'éclatement si sa température T_r n'est pas dépassée. Cependant, la chute de contrainte mesurée lors du

refroidissement est supérieure à celle qui avait été prédite par les calculs basés sur les essais HOBT, surtout durant le premier cycle de refroidissement. Le joint semble subir une relaxation additionnelle lors de ce premier refroidissement. Au cours des cycles subséquents, cette relaxation additionnelle tend à s'estomper.

Lors des essais HOBT, la température T_r a été déterminée de manière à ce que la contrainte dans le joint ne descende pas sous une valeur égale à 1,5 fois sa contrainte à l'éclatement. Or, l'essai RTTC ne mesure pas la contrainte à l'éclatement du joint. Il ne permet donc pas de vérifier si le facteur de sécurité de 1,5 est respecté durant le test. La deuxième méthode d'essai de ce travail, l'essai ETTC (Éclatement Testé sous Température Cyclique), a été développée non seulement pour cette raison mais aussi parce que l'effet du refroidissement avait été sous-estimé. Ce test, qui unit les avantages de l'essai HOBT et de l'essai RTTC, mesure autant la contrainte et la température à l'éclatement du joint que la relaxation de sa contrainte durant deux cycles complets de chauffage-refroidissement. Ceci permet de déterminer la température de réserve en tenant compte de la mesure directe de l'effet du cyclage thermique. De plus, la mesure de la contrainte à l'éclatement permet de définir T_r de manière à respecter le facteur de sécurité de 1,5. Un des huit types de joint a été testé lors d'un essai ETTC dans le cadre de ce travail. La température T_r déterminée à partir de cet essai est inférieure à la valeur qui avait été déterminée à partir des essais HOBT. Donc, un joint à base de PTFE semble être davantage limité en température s'il doit subir plusieurs cycles de chauffage-refroidissement.

ABSTRACT

This study investigates the blow-out resistance of eight types of PTFE-based gasket in a pressurized bolted flanged joint subjected to temperature cycles (heat-up and cool-down). Based on previous studies conducted at the TTRL (Tightness Testing and Research Laboratory) of Ecole Polytechnique of Montreal, an upper temperature limit, known as the "reserve temperature T_r", has been established for several types of PTFE-based gasket. This temperature is based on the behavior of the gasket during a test referred as the HOBT (HOt Blow-out Test), which studies stress relaxation of a gradually heated gasket until blow-out occurs. Another factor that helped in determining T_r is the impact of cool-down. In fact, when it cools down, the PTFE gasket contracts more rapidly than the steel flanges, which causes a bolt load loss that could lead to a blow-out of the gasket. It has been predicted that if a gasket is not heated beyond its reserve temperature, it will not blow out. Therefore, the goal of this study is to validate the values of T_r that were established from the HOBT data.

Two new testing methods were developed during this study. The first one, the CTRT (Cyclic Temperature Relaxation Test), applies to the gasket heat-up and cool-down cycles with a maximum temperature equal to the gasket's reserve temperature. These tests have shown that the gasket can withstand blow-out if T_r is not exceeded. However, the drop in gasket stress mesured during cool-down is superior to what has been predicted by the calculations based on HOBT data, specifically during the first cool-down cycle. The

gasket seems to be further subjected to stress relaxation during this first cool-down. During subsequent cycles, this additional relaxation tends to fade.

From the HOBT data, T_r was determined in a way that the minimum gasket stress level would never go below 1.5 times the gasket blow-out stress. However, the CTRT does not mesure the gasket blow-out stress. So, it cannot be used to ensure that the safety factor of 1.5 is respected during testing. The second test method of this study, the CTBT (Cyclic Temperature Blow-out Test), has been developed not only for this reason but also because the impact of cool-down had been underestimated. This test, which combines the benefits of both the HOBT and the CTRT tests, measures the blow-out stress and temperature as well as the stress relaxation during two full cycles of heating and cooling. This allows us to establish the reserve temperature while considering the direct measurement of the impact of thermal cycling. Moreover, measuring the gasket blow-out stress with this test will ensure that T_r is defined in a way that the safety factor of 1.5 is respected. One of the eight gasket types has been tested using the CTBT method during this sudy. From the test data, T_r was found to be inferior to the value that had been established with HOBT data. Therefore, a PTFE-based gasket seems to be further limited in temperature if it has to be subjected to multiple cycles of heating and cooling.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iv

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vi

ABSTRACT viii

TABLE DES MATIÈRES x

LISTE DES TABLEAUX xiv

LISTE DES FIGURES xvi

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xxi

LISTE DES ÉQUATIONS xxv

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1. JOINTS D'ÉTANCHÉITÉ ET ASSEMBLAGES À BRIDES BOULONNÉES 4

1.1 Description de l'ensemble brides-joint 4

1.2 Notions d'étanchéité 11

1.3 Fuites catastrophiques 12

1.4 Conditions d'utilisation 12

1.5 Joints à base d'amiante 13

1.6 Joints à base de PTFE 14

1.7 Phénomène de fluage-relaxation 16

CHAPITRE 2. LE PROJET "PTFE-GQP" 19

2.1 Bref historique 19

2.2 Le test HOBT 20

2.2.1 Concept d'un test d'éclatement 20

2.2.2 Montages expérimentaux 21

2.2.3 Description du montage à brides 23

2.2.4 Procédure d'essai HOBT 28

2.2.5 Résultats des tests HOBT 31

2.3 Concept d'une température de réserve 35

2.3.1 Détermination des limites sécuritaires d'utilisation 35

2.3.2 Calcul de l'effet du refroidissement 36

2.3.3 Choix de la température de réserve T_r 41

2.4 Conclusions et interrogations soulevées dans le rapport PTFE-GQP 42

CHAPITRE 3. RELAXATION TESTÉE SOUS TEMPÉRATURE CYCLIQUE 45

3.1 Procédure d'essai 46

3.1.1 Montage utilisé 46

3.1.2 Chauffage et refroidissement 46

3.1.3 Comportement de la température du joint et de la bride supérieure 47

3.2 Tests RTTC comportant plus d'un cycle 51

3.3 Choix des matériaux de joint 52

CHAPITRE 4. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 55

4.1 Tests préliminaires 55

4.1.1 Résultats 55

4.1.2 Observations 60

4.1.3 Essai RTTC avec un "joint" entièrement en acier 61

4.2 Essais RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement 63

4.2.1 Résultats 63

4.2.2 Observations 69

4.2.3 Fluage du joint durant le premier refroidissement 71

4.2.4 Variation de la contrainte d'assemblage Sg_a 74

4.2.5 Résistance à l'éclatement des joints à base de PTFE 76

4.2.6 Approximation de l'épaisseur du joint 78

4.3 Vérification des tendances 80

4.3.1 Essais RTTC comportant trois cycles de chauffage-refroidissement et plus 80

4.3.2 Test RTTC graduel 87

4.4 Introduction du test "ETTC" 90

4.4.1 Pourquoi un nouveau test? 91

4.4.2 Description du test 92

4.4.3 Détermination de la température de réserve T_r 94

4.4.4 Exemple d'un essai ETTC 96

CONCLUSION 100

RÉFÉRENCES 106

Annexe A IMPACT DE LA TEMPÉRATURE SUR LES EXTENSOMÈTRES 107

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 Exemples de huit types de joints d'étanchéité à base de PTFE 15

Tableau 2.1 Exemples de résultats des tests HOBT du projet PTFE-GQP 34

Tableau 2.2 Exemples de calcul de Sg_{cd} et de T_{cd} 41

Tableau 2.3 Température et contrainte de réserve de quelques joints 42

Tableau 3.1 Joints sélectionnées pour les tests RTTC 54

Tableau 4.1 Essais RTTC préliminaires comparés aux essais HOBT 60

Tableau 4.2 Résultats des essais RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement 68

Tableau 4.3 Résultats des essais HOBT 69

Tableau 4.4 Diminution de l'épaisseur du joint causée par le fluage durant le premier refroidissement 73

Tableau 4.5 Évaluation de l'erreur sur l'approximation de l'épaisseur du joint au début du premier refroidissement à partir des essais HOBT 79

Tableau 4.6 Résultats des essais RTTC comportant deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 83

Tableau 4.7 Différence entre les contraintes Sg_{lb} de chaque cycle de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 86

Tableau 4.8 Comparaison des mesures importantes de l'essai ETTC du joint C avec celles de l'essai HOBT 96

Tableau A.1 Valeurs de la dérive et de la température de la bride supérieure enregistrées lors du test d'étalonnage de chaque joint 124

Tableau A.2 Comparaison du facteur d'ajustement calculé et mesuré de la courbe de température inversée de chaque joint 127

Tableau A.3 Caractéristiques physiques de deux céramiques de la Coors Ceramics Company 136

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1a Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre un couvercle et une conduite 5

Figure 1.1b Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre une conduite et un réservoir 5

Figure 1.1c Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre deux conduites 6

Figure 1.2 Effet hydrostatique sur un assemblage à brides boulonnées 8

Figure 1.3 Équilibre des forces, des pressions et des contraintes dans l'assemblage boulonné 10

Figure 1.4 Exemples de mécanismes de fuite 10

Figure 2.1 Principales composantes du montage à brides 24

Figure 2.1a Système de pressurisation, de chauffage et d'acquisition de données du montage 25

Figure 2.2 Détail du boulon et de l'extensomètre 27

Figure 2.3 Ordre de serrage des boulons pour le montage à brides 30

Figure 2.4 Test d'étalonnage pour un essai HOBT 32

Figure 2.5 Comportement typique en relaxation des quatre familles de joint (essai HOBT) 32

Figure 2.6 Variation du coefficient de dilatation thermique du PTFE pur en fonction de la température 37

Figure 2.7 Chute de contrainte calculée lors du refroidissement du montage à brides utilisé 37

Figure 2.8 Intersection d'une chute de contrainte "X" typique (due à un refroidissement) avec la courbe typique des familles de joint F1, F2 et F3 40

Figure 3.1 Emplacement du thermocouple à l'intérieur du joint 48

Figure 3.2 Relation entre la température du joint et de la bride 48

Figure 3.3 Température de la bride supérieure et du joint (Union-Carbide TG-323 1/16") durant un cycle complet de chauffage-refroidissement 50

Figure 3.4 Inertie Thermique observée lors du chauffage du montage 50

Figure 3.5 Évolution prévisible de la contrainte d'un joint lors d'un test RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement 53

Figure 4.1a Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/8" 56

Figure 4.1b Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement. Joint D, Inertech Inertex UHF 3/8" 56

Figure 4.1c Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement. Joint E, TBA Sigma 522 1"16" 57

Figure 4.1d Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement. Joint F, Gore-Tex Gr 1/8" 57

Figure 4.2 Évolution de la contrainte d'un joint H (Union-Carbide TG-323 1/16") chauffé à une température supérieure à T_r = 277 degrés Celsius 58

Figure 4.3 Essai RTTC avec un joint composé uniquement d'acier 62

Figure 4.4a Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint A, Garlock 8764 (vierge) 1"8" 64

Figure 4.4b Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint B, Durabla Durlon 9000 1/16" 64

Figure 4.4c Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16" 65

Figure 4.4d Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint D, Inertech Inertex UHF 3/8" 65

Figure 4.4e Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint E, TBA Sigma 522 1/16" 66

Figure 4.4f Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint F, Gore-Tex GR 1/8" 66

Figure 4.4g Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint G, Gore Tephonic 67

Figure 4.4h Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement. Joint H, Union-Carbide TG-323 1/16" 67

Figure 4.5 Comparaison entre les valeurs de la contrainte finale Sg_{lb} des essais RTTC et des essais HOBT 70

Figure 4.6 Comparaison entre les valeurs de la chute de contrainte X des essais RTTC et des essais HOBT 70

Figure 4.7 Influence de la contrainte d'assemblage Sg_a sur la valeur de Sg_r, Sg_{lb} et X (comparaison entre les valeurs RTTC et HOBT) 75

Figure 4.8 Comportement d'un polymère amorphe en fonction de la température 77

Figure 4.9 Essai RTTC à trois cycles de chauffage-refroidissement. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16" 82

Figure 4.10 Essai RTTC à quatre cycles de chauffage-refroidissement. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16" 82

Figure 4.11 Évolution de Sg_r durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 84

Figure 4.12 Évolution de Sg_{lb} durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 84

Figure 4.13 Évolution de X durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 85

Figure 4.14 Essai RTTC graduel (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 89

Figure 4.15 Relaxation prédite de la contrainte lors d'un essai ETTC 93

Figure 4.16 Détermination de la température de réserve T_r à partir du test ETTC 95

Figure 4.17 Essai ETTC (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16") 97

Figure 4.18 Détermination de la température de réserve T_r à partir de l'essai ETTC. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16" 97

Figure A.1 Comparaison de quatre tests d'étalonnage en fonction de la température . 110

Figure A.2 Comparaison de quatre tests d'étalonnage en fonction du temps 110

Figure A.3 Schéma simplifié du support du LVDT (état idéal) 113

Figure A.4 Déséquilibre du support du LVDT 113

Figure A.5 Représentation des mécanismes de transfert de chaleur entre le tube et la tige de céramique, le montage et l'air ambiant 117

Figure A.6 Comparaison de la courbe de la dérive et de la température en fonction du temps 121

Figure A.7 Courbe de température inversée 121

Figure A.8 Courbe de température inversée et décalée 123

Figure A.9 Courbe de température inversée, décalée et ajustée (courbe TIA) 123

Figure A.10 Effet de la température sur la valeur minimale de la force apparente 125

Figure A.11 Effet de la température sur le décalage temporel 125

Figure A.12 Effet de la température sur le facteur d'ajustement de la courbe de température inversée 128

Figure A.13 Comparaison de la dérive et de la courbe TIA (Garlock Gylon 3500 1/16") 131

Figure A.14 Comparaison de la contrainte corrigée et de la contrainte non corrigée (Garlock Gylon 3500 1/16") 131

Figure A.15 Schéma simplifié des volumes du montage à brides (A) et du réservoir (B) 133

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

A	facteur d'ajustement
A_g	surface du joint d'étanchéité
$A_{mesuré}$	valeurs mesurées du facteur d'ajustement
ANSI	American National Standards Institute
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society of Testing and Materials
ATRS	Aged Tensile Relaxation Screen
a_{acier}	coefficient de dilatation thermique de l'acier
a_{fg}	différence de coefficients de dilatation thermique entre le PTFE et l'acier
D_i	diamètre interne du joint
D_{min}	valeur minimale de la force apparente
D_o	diamètre externe du joint
Δl_{boulon}	allongement d'un boulon
ΔSg_{lb}	différence entre la contrainte à la fin du premier refroidissement et la contrainte à la fin du dernier refroidissement
Δt	décalage temporel entre le maximum de la courbe de la température de la bride supérieure et le minimum de la force apparente dans les boulons
DT	variation de température
Δx_1, Δx_2	déformation (compression) d'un ressort

δ_t	déplacement de l'extrémité inférieure de la tige d'acier
ETTC	Éclatement Testé sous Température Cyclique
F_1, F_2	force dans les ressorts
F_b	tension dans les boulons de la bride
F_{boulon}	tension dans un boulon
HOBT	HOt Blow-out Test
k	constante de rigidité d'un ressort
k_f	rigidité de l'assemblage à brides boulonnées
L_b	longueur du boulon
LVDT	capteur de déplacement (linear variable differential transformer)
MTI	Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries
NPS	dimension nominale du tuyau (nominal pipe size)
p	pression du gaz
P_{AO}	pression initiale du volume du montage à brides
P_{BO}	pression initiale du volume du réservoir
PTFE	Polytétrafluoroéthylène
PTFE-GQP	PTFE Gasket Qualification Project
Q_{cd}	état du joint défini par Sg_{cd} et T_{cd}
Q_r	état du joint défini par Sg_r et T_r
Q_{test}	état du joint défini par Sg_{test} et T_{test}
R	constante des gaz parfaits

RTTC	Relaxation Testée sous Température Cyclique
S_g	contrainte dans le joint
Sg_a	contrainte d'assemblage du joint
Sg_{bo}	contrainte dans le joint à l'éclatement
Sg_{cd}	contrainte dans le joint au début du refroidissement
Sg_{lb}	contrainte dans le joint à la fin d'un refroidissement
Sg_{lb1}	contrainte finale après le premier refroidissement
Sg_{lb2}	contrainte finale après le deuxième refroidissement
Sg_r	contrainte dans le joint correspondant à la température de réserve
Sg_{test}	contrainte dans le joint au début du premier refroidissement durant un essai ETTC
T_{AO}	température initiale du volume du montage à brides
T_{BO}	température initiale du volume du réservoir
T_{bo}	température à l'éclatement du joint
T_{bride}	température de la bride supérieure
T_{cd}	température au début du refroidissement
Th_{lc}	épaisseur du joint au début du refroidissement
Th_{lc1}	épaisseur du joint au début du premier refroidissement
Th_{lc2}	épaisseur du joint au début du deuxième refroidissement
TI	Température Inversée
TIA	Température Inverse Ajustée

T_{joint}	température du joint
T_{max}	température maximale atteinte par la bride
T_r	température de réserve
T_{test}	température d'arrêt de chauffage durant un essai ETTC
TTRL	Tightness Testing and Research Laboratory
T_{ub}	borne supérieure en température
UGR	Universal Gasket Rig
V_A	volume du montage à brides
V_B	volume du réservoir
X	chute de contrainte durant un refroidissement
X_1	chute de contrainte durant le premier refroidissement
X_2	chute de contrainte durant le deuxième refroidissement

LISTE DES ÉQUATIONS

Équation (1) Tension dans les boulons 9

Équation (2) Borne supérieure en température 36

Équation (3) Borne inférieure en contrainte 36

Équation (4) Chute de contrainte durant le refroidissement 39

Équation (5) Contrainte au début du refroidissement 39

Équation (6) Température du joint en fonction de celle de la bride 49

Équation (7) Diminution relative de l'épaisseur du joint (refroidissement) 72

Équation (8) Rapport des chutes de contrainte X 72

Équation (A1) Relation entre la force d'un boulon et son allongement 111

Équation (A2) Rapport de compression des ressorts 114

Équation (A3) Déplacement de l'extrémité inférieure de la tige d'acier 115

Équation (A4) Valeur minimale de la force apparente 124

Équation (A5) Décalage temporel entre le maximum de la courbe de la température de la bride supérieure et le minimum de la force apparente dans les boulons 124

Équation (A6) Température inversée 124

Équation (A7) Valeur minimum de la température inversée 126

Équation (A8) Facteur d'ajustement 126

INTRODUCTION

L'étude du comportement des joints d'étanchéité dans les assemblages à brides boulonnées est un domaine de recherche récent datant du début des années 1980. Depuis longtemps, le code de l'ASME (Section VIII, Division 1) [1] a été utilisé comme une aide à la conception de tels montages. Toutefois, la procédure suggérée par le code ne permet pas de garantir que le joint sera "sans fuite". Aucune attention n'était portée au degré d'étanchéité de l'assemblage. Avec l'apparition de normes environnementales de plus en plus sévères limitant l'émission de polluant dans l'atmosphère, il devenait nécessaire de trouver un moyen de prédire et de contrôler les fuites dans les assemblages à brides boulonnées. Depuis 1980, des travaux de recherche sont réalisés à l'École Polytechnique de Montréal dans le but de mieux comprendre ce qui se passe à l'intérieur d'un assemblage à brides boulonnées muni d'un joint d'étanchéité. Ces travaux ont mené à la mise en place d'un laboratoire à l'École Polytechnique de Montréal, le TTRL (Tightness Testing and Research Laboratory), qui se consacre à l'étude du comportement de ces assemblages et à la caractérisation des joints d'étanchéité.

Les nouvelles normes environnementales ont également eu un effet sur les matériaux entrant dans la composition des joints. Historiquement, le matériau de choix était l'amiante. Or, le bannissement de ce produit dans certains pays et la restriction sévère dans d'autres a promu l'apparition de matériaux substituts utilisés dans la fabrication des joints d'étanchéité tels que le graphite expansé et le polytétrafluoroéthylène (PTFE). Les

joints de PTFE sont généralement dédiés aux applications à moyenne température (<250°C) car ils sont particulièrement susceptibles au fluage en température.

Le fluage du joint provoque un relâchement de la tension dans les boulons de l'assemblage. À une température donnée, le joint éclate car la charge sur celui-ci est insuffisante pour retenir la pression interne. Ce phénomène d'éclatement des joints à base de PTFE a été étudié récemment lors du projet PTFE-GQP (PTFE Gasket Qualification Project) au TTRL [2]. L'essai HOBT (HOt Blow-out Test) a été développé pour mesurer l'évolution de la contrainte d'un joint dans un assemblage à brides boulonnées pressurisé soumis à une température croissante jusqu'à ce que l'éclatement se produise. À partir des courbes recueillies de la contrainte en fonction de la température, une méthode a été proposée pour estimer la température d'utilisation de ces joints. Cette température, appelée température de réserve T_r, représente la limite à laquelle un joint donné de ce type peut être utilisé sans risques dans une installation industrielle.

Cette étude se concentre sur l'éclatement à chaud des joints d'étanchéité à base de PTFE et son but premier est de vérifier les hypothèses du projet PTFE-GQP. Un nouveau test, l'essai de Relaxation Testée sous Température Cyclique (RTTC), a été développé pour:

1) Confirmer les températures de réserve de certains joints calculées lors du projet PTFE-GQP,

2) Étudier l'effet des cycles de chauffage-refroidissement sur le comportement en fluage-relaxation du joint,

3) Corriger/améliorer le montage expérimental existant ou développer une nouvelle méthode pour faire les essais.

En se basant sur les résultats des essais RTTC, le but final de cette recherche est de proposer une procédure expérimentale et une méthode de calcul permettant de prédire la température de réserve d'un joint d'étanchéité à base de PTFE soumis à un certain nombre de cycles de chauffage-refroidissement lorsqu'il est installé dans un assemblage à brides boulonnées.

CHAPITRE 1. JOINTS D'ÉTANCHÉITÉ ET ASSEMBLAGES À BRIDES BOULONNÉES

1.1 Description de l'ensemble brides-joint

Les assemblages à brides boulonnées munis de joints d'étanchéité sont largement répandus dans le domaine des centrales thermiques et de l'industrie chimique et pétrochimique. Ils permettent de raccorder les système de tuyauterie entre eux et aux réservoirs sous pression. Ils permettent aussi l'installation de couvercles amovibles sur de tels tuyaux et réservoirs. La figure 1.1a à 1.1c montre quelques exemples de raccord.

Entre les deux brides de l'assemblage, on retrouve un joint d'étanchéité (voir la figure 1.1c). Celui-ci se déforme et épouse la surface des brides lors du serrage des boulons. C'est ce qui assure l'étanchéité du montage envers le fluide contenu à l'intérieur. Cette déformation est par contre généralement inélastique. Une portion de celle-ci sera donc permanente.

L'ensemble composé du joint, des brides et des boulons peut être considéré comme un système de plusieurs ressorts en série. Ces ressorts réagissent comme un tout lorsque le montage est soumis aux diverses charges mécaniques (ex.: serrage des boulons), thermiques et de pression interne. Par exemple, lors de la pressurisation d'un système, l'effet hydrostatique (effet de fond) causera deux phénomènes reliés entre eux. Si on

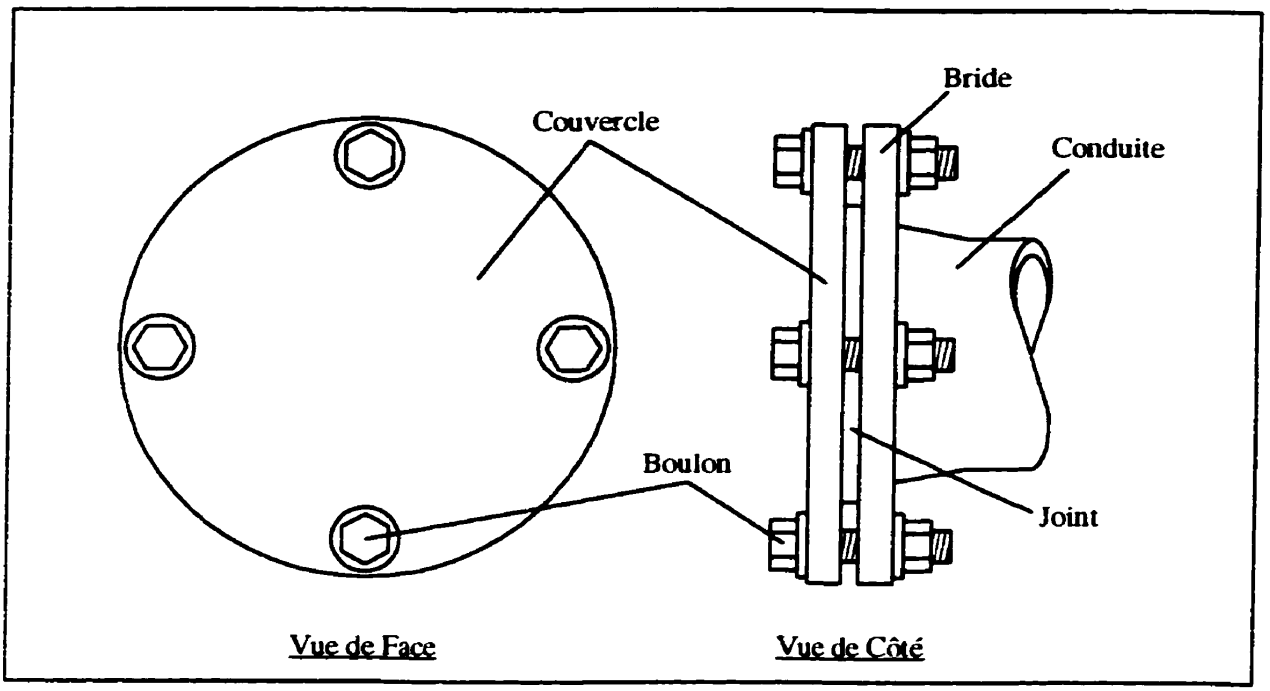


Figure 1.1a Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre un couvercle et une conduite

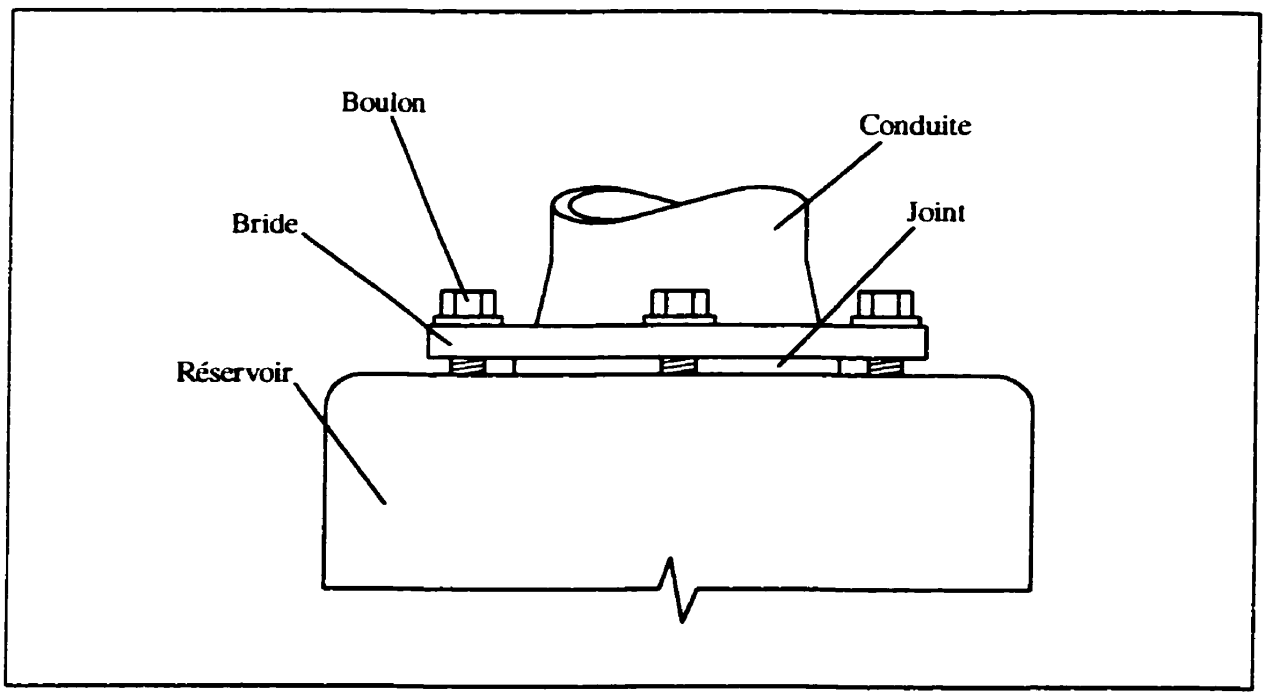


Figure 1.1b Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre une conduite et un réservoir

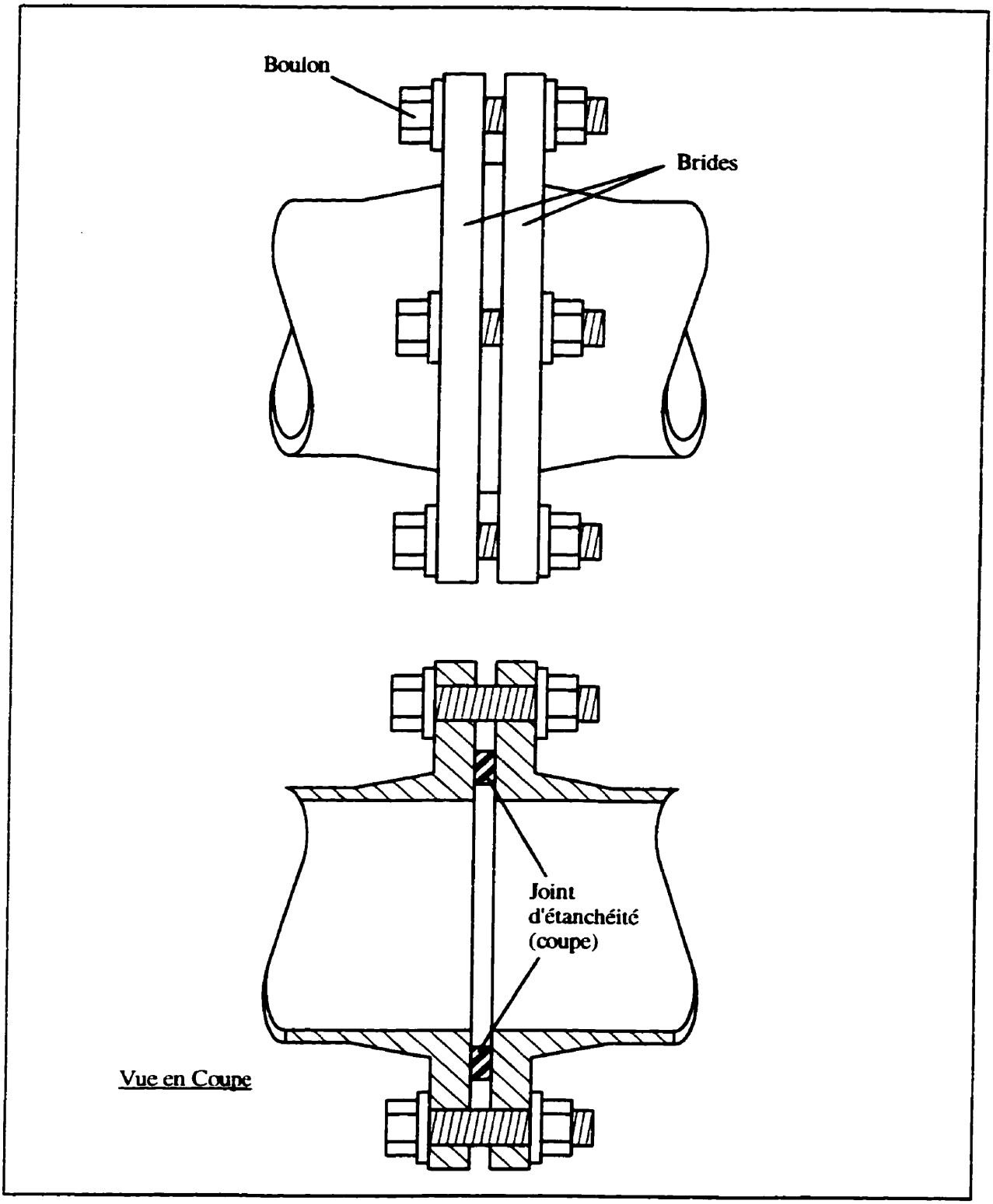


Figure 1.1c Exemple de raccord avec joint d'étanchéité entre deux conduites

considère que les brides sont infiniment rigides, on peut déduire que la tension dans les boulons augmentera alors que la contrainte de compression sur le joint d'étanchéité diminuera. Or, les brides ne sont pas infiniment rigides. Elles subiront une certaine rotation sous l'effet de la pression. Ceci contribuera à diminuer la tension dans les boulons et par le fait même la contrainte dans le joint. La figure 1.2 illustre ce comportement. Notons que dans la figure 1.2, les déformations y ont été grandement exagérées pour mieux illustrer les phénomènes en jeu.

Si on connaît la rigidité de toutes les composantes du système, il devient possible de calculer le comportement mécanique de l'assemblage à brides boulonnées. Or, le comportement du joint d'étanchéité n'est pas toujours élastique, ce qui complique le problème. Par exemple, un joint peut avoir tendance à subir du fluage. Pour certains joints, cette tendance augmente avec la température.

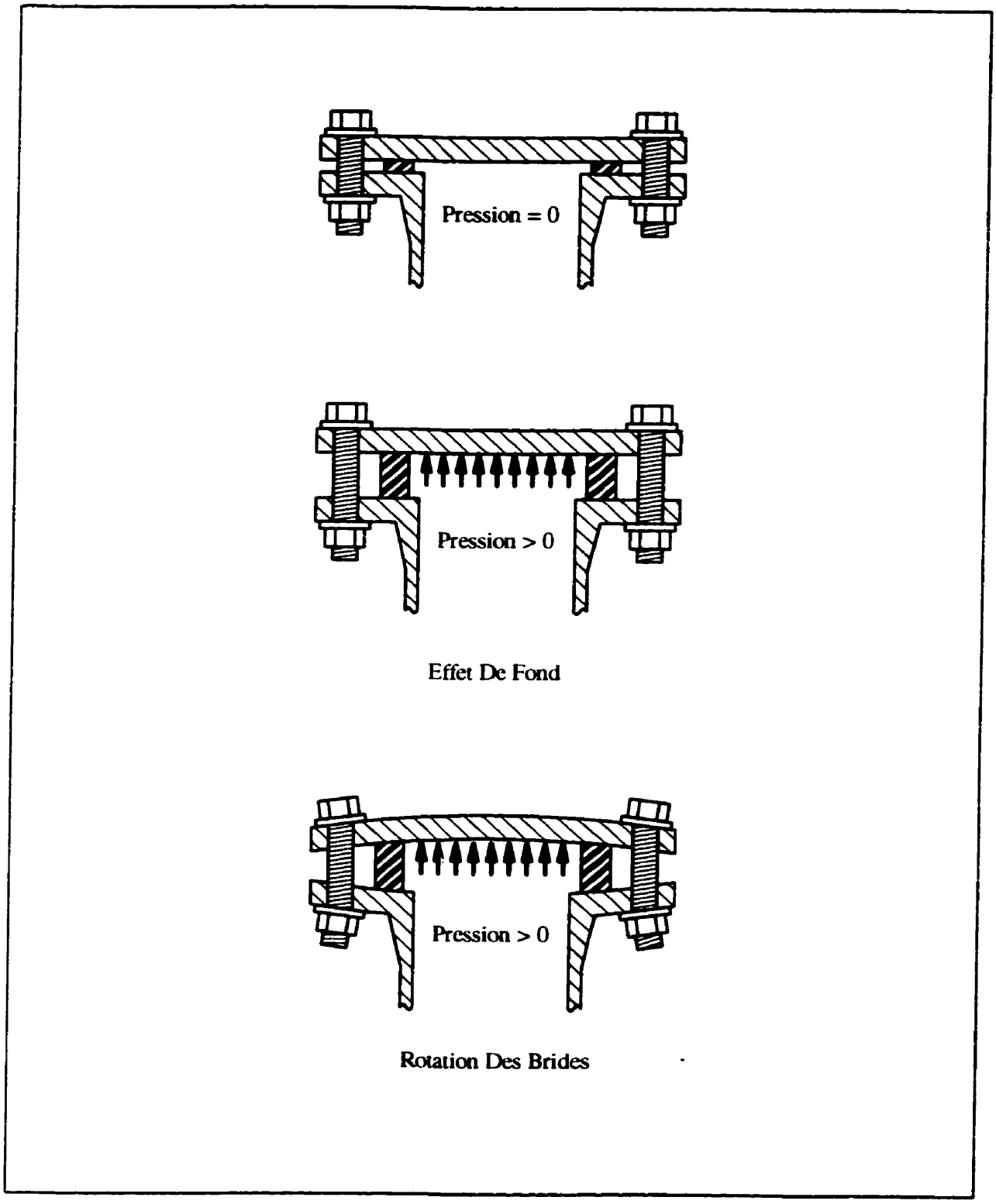


Figure 1.2 Effet hydrostatique sur un assemblage à brides boulonnées

Traditionnellement, l'analyse d'un assemblage à brides boulonnées muni d'un joint d'étanchéité est limitée au calcul de l'équilibre des forces uniquement (en considérant que la déformation du système ne modifie pas cet équilibre). Un diagramme comme celui de la figure 1.3 permet d'écrire l'équation qui relie la contrainte dans le joint, l'effet hydrostatique et la tension dans les boulons:

Tension dans les boulons = Force hydrostatique + Force sur le joint

$$F_b = \frac{\pi}{4} D_i^2 p + \frac{\pi}{4}\left(D_o^2 - D_i^2\right) S_g \quad \text{(MPa)} \qquad (1)$$

F_b représente la tension totale dans les boulons et S_g est la contrainte dans le joint. Les diamètres interne et externe du joint sont D_i et D_o respectivement. La pression p est la pression relative du fluide à l'intérieur du montage. Normalement, lors de la conception de montages à brides boulonnées, l'effet hydrostatique est calculé au diamètre moyen du joint. C'est une approximation car il est difficile de déterminer exactement jusqu'où l'effet de fond agit sur la bride. On peut tout aussi bien utiliser le diamètre interne du joint lors de ce calcul. Le présent mémoire utilise cette dernière approximation pour être consistant avec celle qui a été utilisée lors du projet PTFE-GQP.

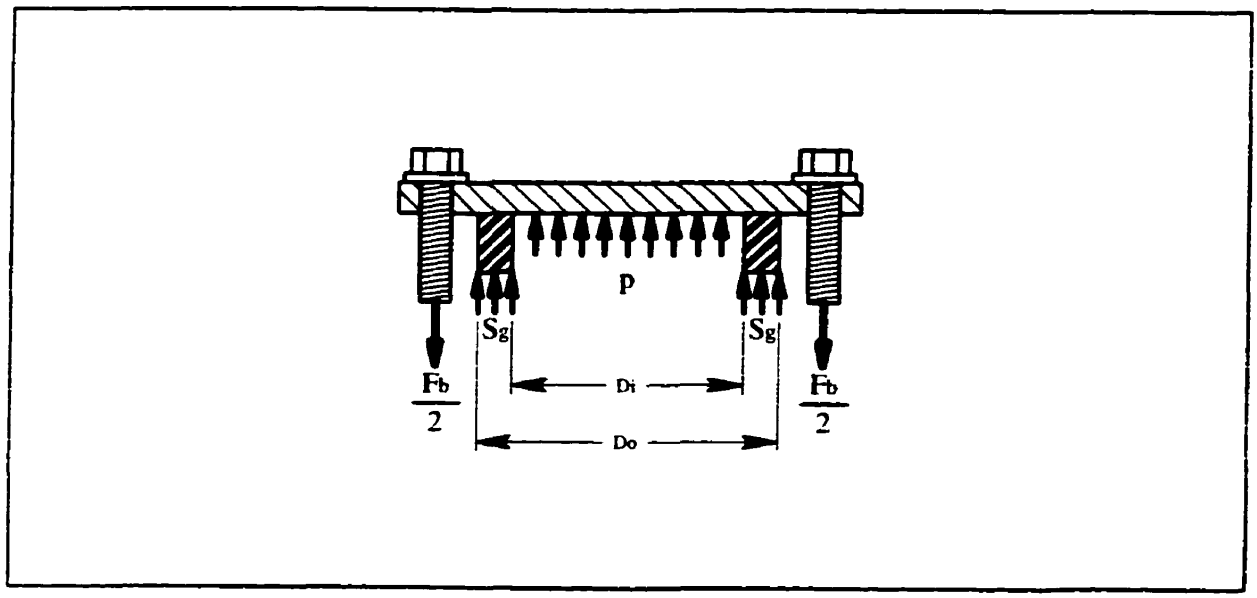


Figure 1.3 Équilibre des forces, des pressions et des contraintes dans l'assemblage boulonné

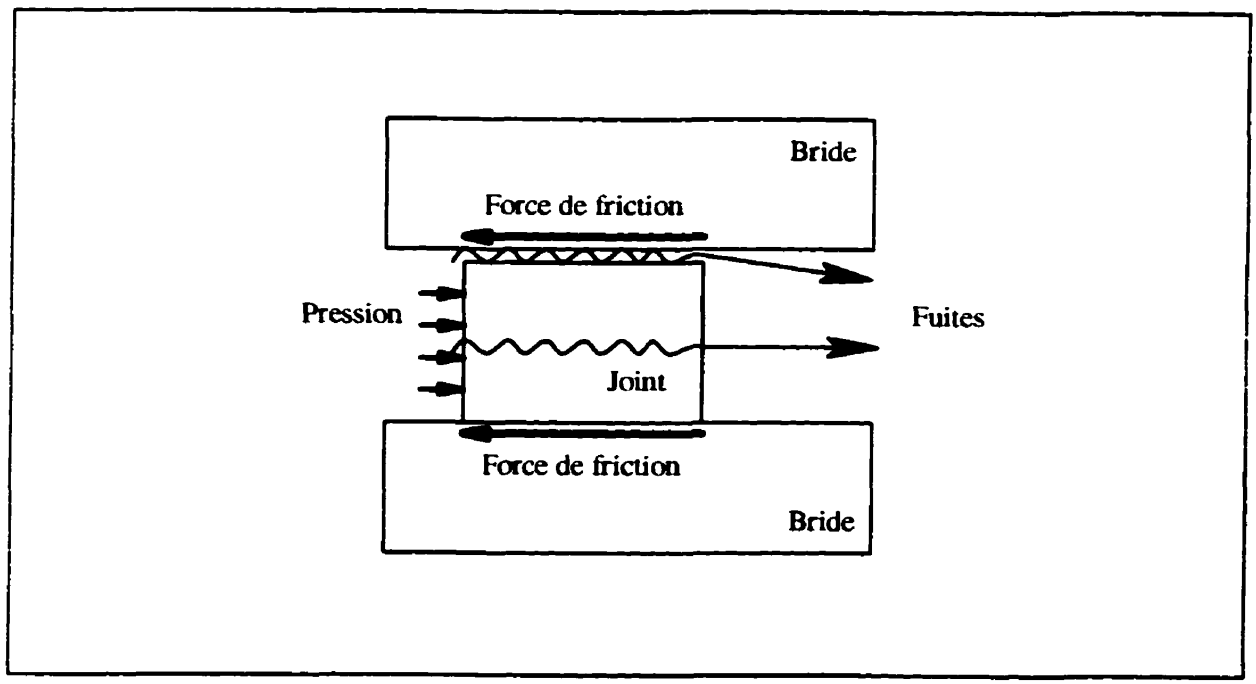


Figure 1.4 Exemples de mécanismes de fuite

1.2 Notions d'étanchéité

La section VIII de la division 1 du code ASME pour les vaisseaux sous pression propose une méthode de calcul pour la conception des assemblages à brides boulonnées. Bien que cette méthode se préoccupe de l'intégrité de la structure, elle ne prétend pas assurer un joint sans fuite. Depuis les quinze dernières années, le laboratoire TTRL de l'École Polytechnique de Montréal travaille à l'élaboration de nouvelles méthodes de conception permettant de mesurer, de prévoir et de minimiser les fuites dans les assemblages à brides boulonnées avec joint d'étanchéité. Puisque les réglementations concernant la protection de l'environnement deviennent de plus en plus sévères au sujet des émissions fugitives des montages à brides actuels, ces nouvelles méthodes sont intéressantes pour la communauté scientifique et l'industrie fabriquant ou utilisant les joints d'étanchéité.

Il existe deux mécanismes fondamentaux de fuite (voir la figure 1.4). Premièrement, le fluide peut fuir à travers le joint. L'écoulement est dû à la porosité du matériau. Deuxièmement, les fuites peuvent se produire à l'interface entre le joint et la bride. En épousant la surface des brides, le joint "comble" les aspérités par lesquelles se produiraient les fuites d'interface. Ces deux mécanismes représentent généralement de petites fuites qu'on qualifie aussi d'émissions fugitives.

1.3 Fuites catastrophiques

Cette étude porte uniquement sur les fuites catastrophiques et, plus précisément, celles des joints à base de PTFE. Elles sont un problème d'intégrité structurale du joint ou, autrement dit, un problème de sécurité. Dans bien des cas, une fuite catastrophique est caractérisée par l'éclatement du joint. Ce type de fuites se produit lorsque l'effet de fond hydrostatique est proche de la tension totale des boulons. À cet instant, la pression du fluide et la contrainte dans le joint sont presque égales. La force de friction entre le joint et les brides, qui maintient le joint en place et qui s'oppose à la poussée de la pression (voir la figure 1.4), ne suffit plus et une fuite catastrophique se produit. Il est possible de forcer un joint à éclater simplement en augmentant la pression du fluide. En général, c'est une réduction de la tension des boulons, causée par le fluage du joint, qui est responsable de l'éclatement.

1.4 Conditions d'utilisation

Les fuites catastrophiques sont en majeure partie attribuées aux conditions d'utilisation. En industrie, les assemblages à brides boulonnées munis d'un joint d'étanchéité sont fréquemment mis à rude épreuve. Le fluide peut être corrosif et la température du procédé est souvent élevée. Ceci contribue à la dégradation du joint et donc change ses propriétés mécaniques. Les conditions sont rarement constantes et il y a toujours des variations de pression et de température quelques fois importantes. La neige, la pluie et le

soleil causent aussi des fluctuations de température dans les installations extérieures, surtout si elles ne sont pas isolées.

En général, l'éclatement du joint se produit lors des excursions thermiques les plus drastiques. Parmi celles-ci, il y a le démarrage et l'arrêt des installations pressurisées. Lors d'un arrêt, dû à un bris ou à une inspection, le joint subit une très grande variation de température. Il passe de la température du procédé à la température ambiante, ce qui peut représenter plusieurs centaines de degrés Celsius. Au démarrage, c'est le même scénario; il y a une importante variation de température en plus de la mise sous pression.

1.5 Joints à base d'amiante

Auparavant, l'amiante était le principal constituant de la plupart des joints d'étanchéité. Ses caractéristiques étaient excellentes pour ce type d'application. En effet l'amiante a une bonne capacité à être chimiquement inerte et sa tenue mécanique en température est excellente jusqu'à 500-550°C. Son excellente résistance mécanique, sa capacité à maintenir une étanchéité satisfaisante et son faible coût ont aussi contribué à en faire le matériau de choix pour les joints d'étanchéité. Cependant, depuis la fin des années 70, les restrictions imposées sur l'utilisation des produits à base d'amiante ont créé le besoin d'un remplacement pour les joints à base d'amiante. Le PTFE, le graphite expansé et les fibres d'aramide sont quelques exemples des matériaux de remplacement. Le PTFE est le type

de matériaux étudié dans ce travail à cause de sa faible résistance au fluage à température élevée.

1.6 Joints à base de PTFE

Le PTFE (Polytétrafluoroéthylène) est un polymère thermoplastique semi-cristallin. Pur, il est normalement utilisé dans une plage de température variant de -200 à +250°C. Avec l'ajout de charges et de renforts, on peut l'utiliser à des températures plus élevées. Les charges sont des particules qui ont un rapport de forme (rapport de la dimension la plus grande sur la dimension la plus petite d'une particule donnée) d'environ un. Leur longueur et leur largeur sont similaires. Les renforts, eux, se retrouvent généralement sous la forme de fibres ayant un rapport de forme élevé. Leur longueur est généralement beaucoup plus grande que leur diamètre. Le tableau suivant présente huit types de joints utilisés dans l'industrie. Un exemple de joint et sa composition est donné pour chaque type. Il est important de noter que cette liste n'est pas exhaustive.

Tableau 1.1 Exemples de huit types de joints d'étanchéité à base de PTFE

Type générique	Exemple de joint	
	Modèle	**Composition**
PTFE vierge	Garlock 8764 1/8"	PTFE pur
PTFE chargé	Durabla Durlon 9000 1/16"	PTFE chargé de particules
PTFE restructuré chargé	Garlock Gylon 3500 1/16"	PTFE restructuré et chargé de silice
Ruban à joint	Inertech Inertex UHF 3/8"	PTFE expansé
PTFE d'orientation biaxiale	TBA Sigma 522 1/16"	PTFE orienté selon deux axes, comportant des minéraux de sulfate de baryum et un revêtement de haute compression sur chaque face
PTFE expansé	Gore-Tex GR 1/8"	PTFE doté d'une microstructure fibrillaire selon de multiples directions
PTFE renforcé de métal	Gore Tephonic	PTFE expansé collé sur un support ondulé en acier inoxydable de 0,58 mm d'épaisseur
PTFE renforcé de fibres	Union-Carbide TG-323 1/16"	fibres de verre tressées dans une matrice de PTFE

La plupart de ces joints sont fabriqués sous forme de feuilles que l'on découpe aux dimensions désirées. Le ruban à joint se présente plutôt sous forme de corde ou de ruban autocollant que l'on coupe à la longueur nécessaire tandis que les joints en PTFE comportant un renfort de métal sont généralement prédécoupés ou préformés. Les épaisseurs les plus courantes sont 1,6 mm (1/16") et 3,2 mm (1/8"). Le ruban à joint présenté dans le tableau 1.1 a une épaisseur de 9,5 mm (3/8") avant compression. De son côté, l'épaisseur totale du joint renforcé de métal (Gore Tephonic) est d'environ 2,8 mm.

Les joints à base de PTFE ont la réputation de réaliser une bonne étanchéité et de posséder un haut degré de résistance aux produits chimiques. De plus, le temps d'exposition à la température et aux fluides a peu ou pas d'effet sur les propriétés du

PTFE. Le comportement en fluage et en relaxation de ces joints varie en fonction de la température. En effet, le point faible du PTFE est que sa résistance au fluage diminue lorsque la température augmente. Dans un assemblage à brides boulonnées, le fluage en température est le principal responsable de l'éclatement du joint. Pour cette raison, le PTFE ne peut être utilisé que dans des applications à température et à pression modérées (< 250°C).

1.7 Phénomène de fluage-relaxation

Le fluage est la variation de déformation d'un corps soumis à une contrainte constante tandis que la relaxation est définie comme étant la variation de la contrainte dans un corps soumis à une déformation fixe. Ces deux phénomènes sont temporels car ils évoluent avec le temps. Un joint à base de PTFE installé dans un assemblage à brides boulonnées subit une déformation plastique qui ressemble à une combinaison de ces deux mécanismes. Puisque c'est un phénomène complexe, il est utile de le décomposer en deux parties.

Premièrement, une déformation initiale est imposée au joint lors du serrage des boulons. En même temps, une contrainte se développe dans le joint. Comme des ressorts, les éléments se déforment. Une tension se développe dans les boulons et le joint exerce une force sur les brides. Un équilibre se crée, selon l'équation (1), entre la tension dans les boulons, la force sur le joint et l'effet hydrostatique de la pression. En fait, cet équilibre

est dû à la rigidité et à la compatibilité géométrique des déplacements des éléments du montage les uns par rapport aux autres.

Deuxièmement, sous la charge de compression, le joint va subir une diminution de son épaisseur dans le temps, c'est le fluage. Cette diminution de l'épaisseur du joint causera un rapprochement des brides. Pour respecter la compatibilité géométrique entre ses éléments, le système doit réagir. Pour ce faire, les boulons se raccourciront ce qui entraînera leur relâchement de même qu'une diminution de la rotation des brides. Selon l'équation (1), si la tension des boulons diminue, la force sur le joint diminue aussi, ce qui entraîne évidemment une diminution de la contrainte dans le joint. Ainsi, contrairement au cas du fluage pur, le changement d'épaisseur du joint se produit sous une contrainte décroissante. De la même façon, contrairement au cas de la relaxation pure, le changement de contrainte ne se produit pas à déformation constante du joint. C'est pourquoi, dans le cas des assemblages à brides boulonnées, on décrit les phénomènes de fluage et de relaxation simultanés par le terme de fluage-relaxation.

La température a une influence directe sur le fluage du PTFE. Donc, si un assemblage à brides boulonnées est muni d'un joint à base de PTFE, la tension dans les boulons et l'épaisseur du joint diminueront davantage si la température augmente. Une chute excessive de tension dans les boulons provoquera l'éclatement du joint dans un montage pressurisé. De tels éclatements lorsqu'ils se produisent peuvent causer un accident grave, une perte monétaire, un incendie et même une explosion, le tout dépendant de la nature du

fluide contenu. Il est donc important de trouver un moyen qui permette d'éviter de tels scénarios.

Le prochain chapitre décrit une nouvelle approche qui a été proposée pour la détermination de la température limite d'utilisation des joints à base de PTFE. Mentionnons aussi que le terme "phénomène de fluage-relaxation" sera dorénavant remplacé par le terme "relaxation" afin d'alléger le texte.

CHAPITRE 2. LE PROJET "PTFE-GQP"

En octobre 1995, le TTRL présenta son rapport final sur le projet PTFE-GQP (PTFE Gasket Qualification Project). Plus de 260 tests ont été réalisés durant ce projet pour définir et raffiner les marges de sécurité concernant la relaxation, l'éclatement des joints et leur étanchéité. Douze fabricants et utilisateurs de joints ont collaboré de près ou de loin à ce projet.

Ce mémoire se concentre principalement sur la résistance à l'éclatement de joints à base de PTFE. En conséquence, de tous les aspects du projet PTFE-GQP, seulement l'éclatement et la relaxation seront traités dans le présent chapitre. Il y sera donc question du test HOBT (HOt Blow-out Test), qui a été développé pour étudier l'éclatement des joints, et d'une méthode de calcul pour prévoir la marge de sécurité. Le but de cette méthode est d'éviter que le joint éclate lors des surcharges en service et lors d'événements thermiques tels que le démarrage et l'arrêt d'une installation pressurisée.

2.1 Bref historique

1990 Le MTI (Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries) propose une méthode pour caractériser les joints en feuille à base de PTFE. Cette méthode est basée sur une mesure **indirecte** de la marge de sécurité contre l'éclatement du joint: la perte de charge des

boulons mesurée au cours d'un test ATRS (Aged Tensile Relaxation Screen), un essai fait sur un montage mécanique développé par le TTRL.

1991/1992	L'industrie s'intéresse de plus en plus à un protocole qui serait basé sur une mesure **directe** de la marge de sécurité contre l'éclatement.
Fév. 1993 à Oct. 1993	Obtention de la participation de neuf entreprises au projet et préparation des montages expérimentaux.
Oct. 1993	Les tests du projet PTFE-GQP débutent.
Oct. 1995	Rapport final sur les résultats expérimentaux du projet PTFE-GQP.

2.2 Le test HOBT

2.2.1 Concept d'un test d'éclatement

Le but principal du test HOBT ou, plus précisément, du *test d'éclatement à chaud*, est de mesurer la température à laquelle un joint monté dans un assemblage à brides boulonnées, pressurisé et soumis à une augmentation graduelle de température, éclatera. Ce test permet aussi de mesurer avec précision la relaxation de la contrainte dans le joint au cours

de l'expérience. Le test HOBT comporte trois parties: le serrage initial du joint à une contrainte d'assemblage fixe, la mise en pression et le chauffage du joint.

Deux procédures, HOBT1 et HOBT2, ont été comparées afin d'évaluer celle qui sera la plus appropriée pour les essais expérimentaux. La procédure HOBT1 consistait à chauffer préalablement le joint jusqu'à une température cible. Ensuite, la pression du fluide était graduellement augmentée jusqu'à ce que le joint éclate. La procédure HOBT2 consistait à augmenter graduellement la température du joint tout en maintenant la pression du fluide constante. La procédure HOBT2 était plus facile à réaliser et montrait une meilleure répétabilité que la procédure HOBT1, ce qui explique son adoption pour les tests HOBT.

2.2.2 Montages expérimentaux

Au début du projet PTFE-GQP, le montage expérimental utilisé était la machine d'essai UGR (Universal Gasket Rig). Développée au TTRL, cette machine servo-hydraulique est capable de réaliser plusieurs types de test sur les joints d'étanchéité. Les tests HOBT réalisés sur cette machine ont permis de mesurer en outre les variations d'épaisseur des joints d'étanchéité. Ces tests ont aussi servi à valider la procédure d'essai HOBT. Par exemple, plusieurs tests ont été réalisés à des pressions différentes. Ceux-ci ont démontré que la température à l'éclatement du joint était indépendante de la pression du fluide mais qu'il était plus facile de contrôler l'essai à des pressions plus élevées [2].

Un second montage a été développé afin d'étudier le comportement des joints à l'intérieur de brides réelles durant les essais HOBT. Le modèle de bride NPS 3", classe 150 (ANSI) a été choisi pour composer ce montage car l'industrie considère que la boulonnerie de ces brides est insuffisante (ces brides n'ont que quatre boulons, ce qui ne permet pas d'appliquer une contrainte initiale élevée sur le joint) et que la performance de ces brides dans les installations pressurisées des usines chimiques et pétrochimiques est souvent problématique (fuites et éclatement) [3]. La valeur de la contrainte d'assemblage et de la pression du fluide ont été choisies pour recréer des conditions d'utilisation sévères. D'une part, la pression du fluide a été fixée à 5,2 MPa (750 psi). Cette pression, correspondant à la pression nominale à température ambiante des brides de classe 300 (ANSI), est relativement élevée en comparaison avec celle des brides de classe 150 (ANSI) qui n'est que de 2,0 MPa (290 psi). D'autre part, la contrainte d'assemblage du joint d'étanchéité a été fixée à 34,5 MPa (5000 psi) en compression. Ceci correspond à la contrainte que subit un joint en feuille coupé aux dimensions ANSI B16.5, monté entre deux brides NPS 3" de classe 150 et dont les boulons sont soumis à une contrainte maximale en tension de 414 MPa (60000 psi). Par mesures de sécurité, le montage a passé avec succès une batterie de tests pour garantir qu'il pouvait résister adéquatement à de telles conditions d'essai.

Le présent travail est principalement basé sur les résultats des tests HOBT effectués sur le montage à brides. Pour cette raison et pour ne pas alourdir le texte, aucune autre description de la machine UGR n'a été incluse dans ce mémoire. Si le lecteur désire en savoir plus sur cette machine, il pourra consulter la référence [2].

2.2.3 Description du montage à brides

La figure 2.1 illustre les principales composantes du montage à brides. L'élément dominant de ce montage est une paire de brides NPS 3" de classe 150. Celles-ci sont du type "slip-on" et la surface en contact avec le joint est surélevée et possède des rainures spiralées. Les diamètres interne et externe de la surface portante en contact avec le joint de telles brides sont de 88,9 mm (3,5") et de 127 mm (5") respectivement. La surface du joint mesure donc 6461 mm^2. Les brides (acier ASTM A-105-84C) sont soudées à des tuyaux (acier ASTM A-106 grade B, *schedule 80*) ainsi que le noyau central et le couvercle.

La bride supérieure est amovible tandis que la bride inférieure est ancrée au support du montage. Quatre boulons (acier ASTM A193-B7) d'un diamètre de 16 mm (5/8" - 18 UNF), fixés à la bride inférieure et ayant une contrainte à l'écoulement de 724 MPa (105000 psi), permettent l'assemblage des deux brides (voir la figure 2.1). La figure 2.1a illustre schématiquement le système de pressurisation, de chauffage et d'acquisition de données du montage.

Ce montage peut être soumis à une température limite de 372°C. Une cartouche chauffante électrique d'une puissance de 2000 W est insérée à l'intérieur du noyau central (voir la figure 2.1) Reliée à un contrôleur de température, elle permet le chauffage du montage. Pour mesurer la température, un thermocouple est inséré dans un trou percé à

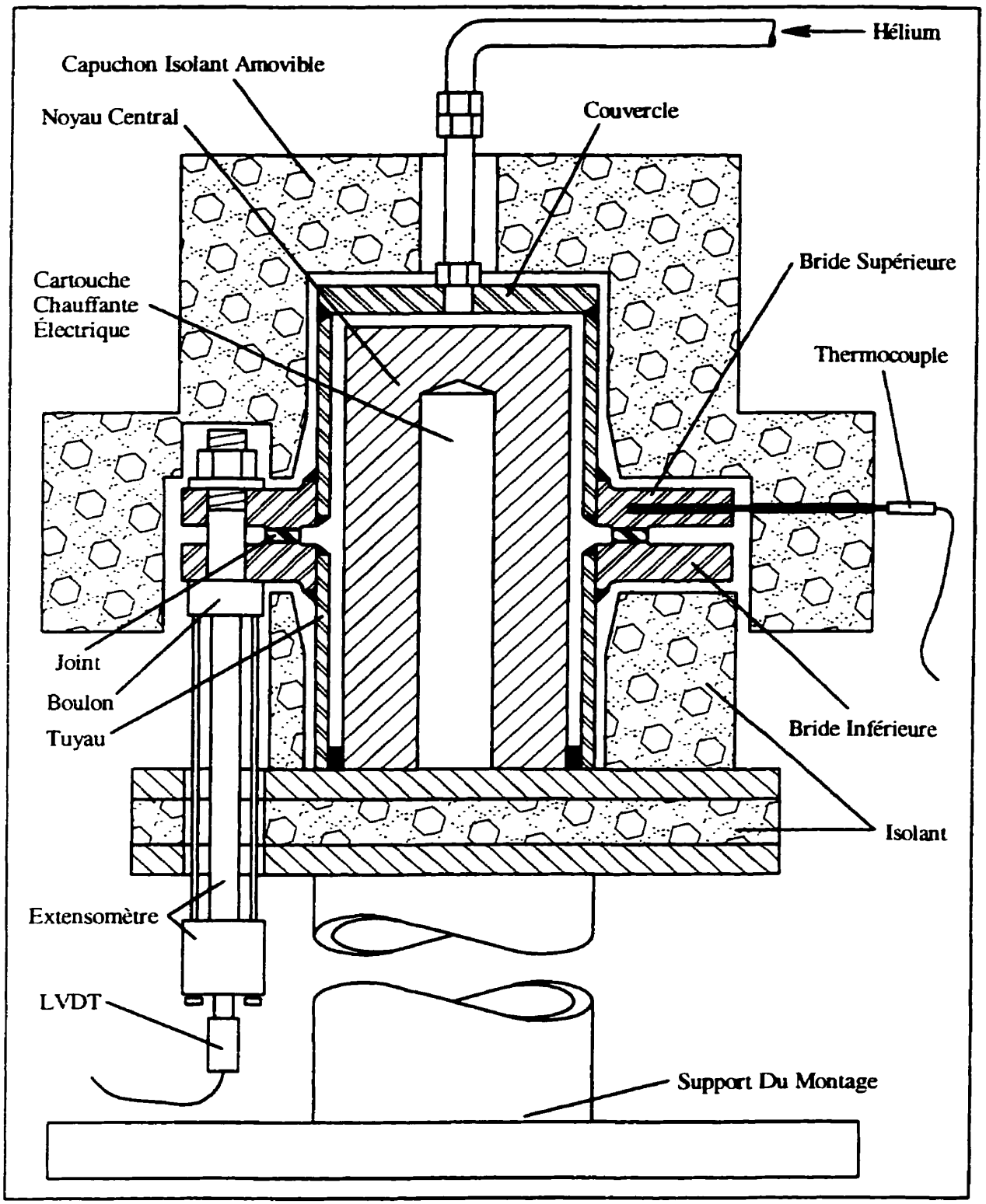


Figure 2.1 Principales composantes du montage à brides

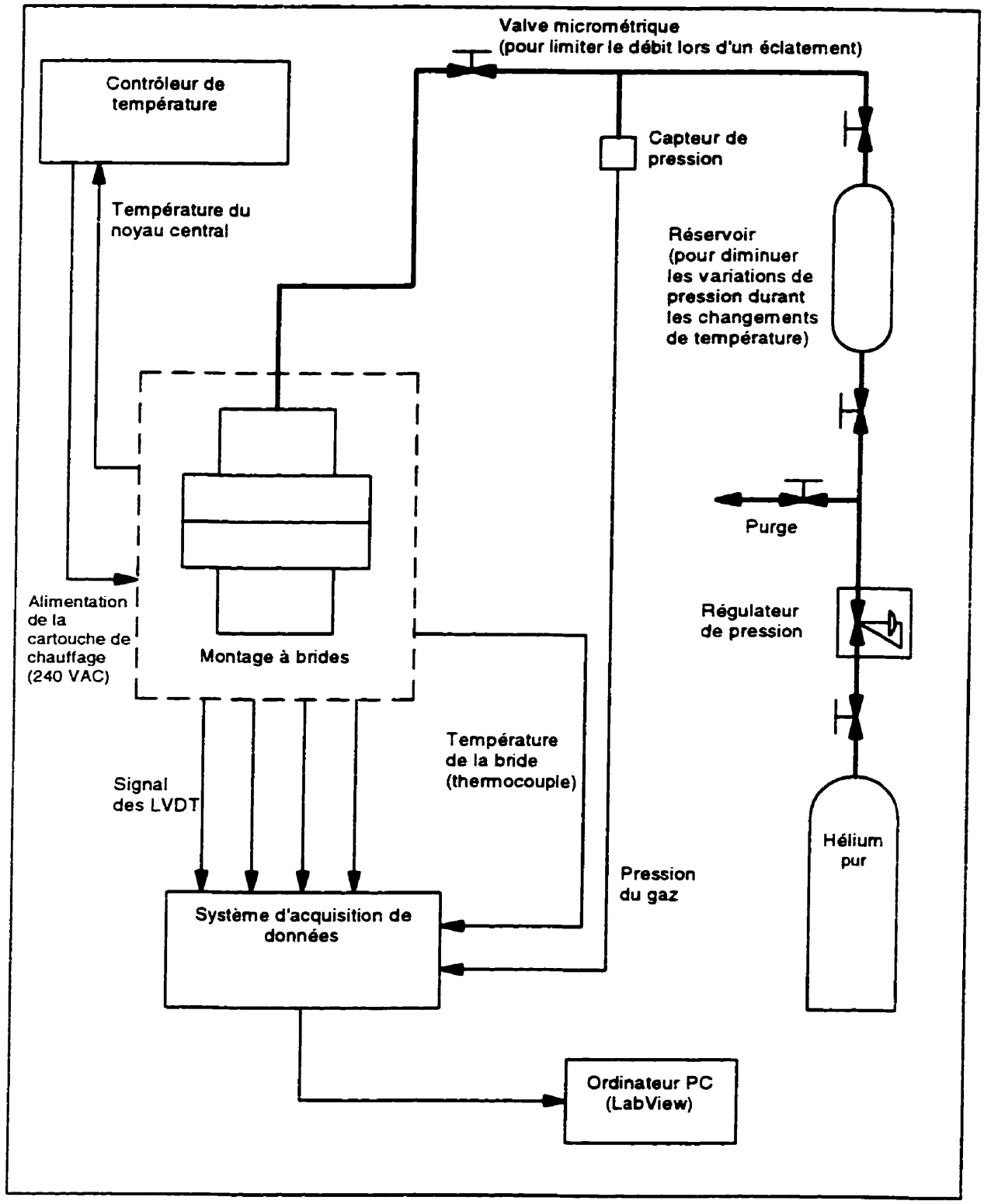


Figure 2.1a Système de pressurisation, de chauffage et d'acquisition de données du montage

même la bride supérieure. La position du thermocouple a été choisie de manière à mesurer la température de la bride le plus près possible du diamètre moyen du joint d'étanchéité. De plus, le montage est thermiquement isolé pour limiter les gradients de température à travers le montage.

Pour mesurer la tension dans les boulons, l'utilisation de jauges de déformation capables de résister à des températures de l'ordre de 400°C est une option complexe et onéreuse qui ne peut être appliquée de façon pratique. Pour palier à ce problème, on utilise plutôt un dispositif qui est en fait un extensomètre. La figure 2.2 montre que le boulon est percé axialement en son centre. Une tige, faite du même acier que le boulon, est insérée à l'intérieur de celui-ci et est soudée à son extrémité supérieure. Lorsque le boulon est mis en tension lors du serrage, il s'allonge. La tige, qui n'est soumise à aucune contrainte, ne change pas de longueur. Donc, en mesurant le déplacement relatif entre la tête du boulon et l'extrémité inférieure de la tige, on obtient l'allongement du boulon causé par la tension. S'ils sont soumis à une élévation de température, la tige et le boulon se dilateront. Puisqu'ils sont du même acier, l'allongement du boulon sera égal à celui de la tige. Donc, le déplacement relatif entre la tête du boulon et l'extrémité inférieure de la tige, causé par la dilatation thermique, sera nul. En théorie, un tel dispositif est insensible aux effets parasites de la température, à condition que la température soit axialement uniforme dans les pièces du boulon et de l'extensomètre.

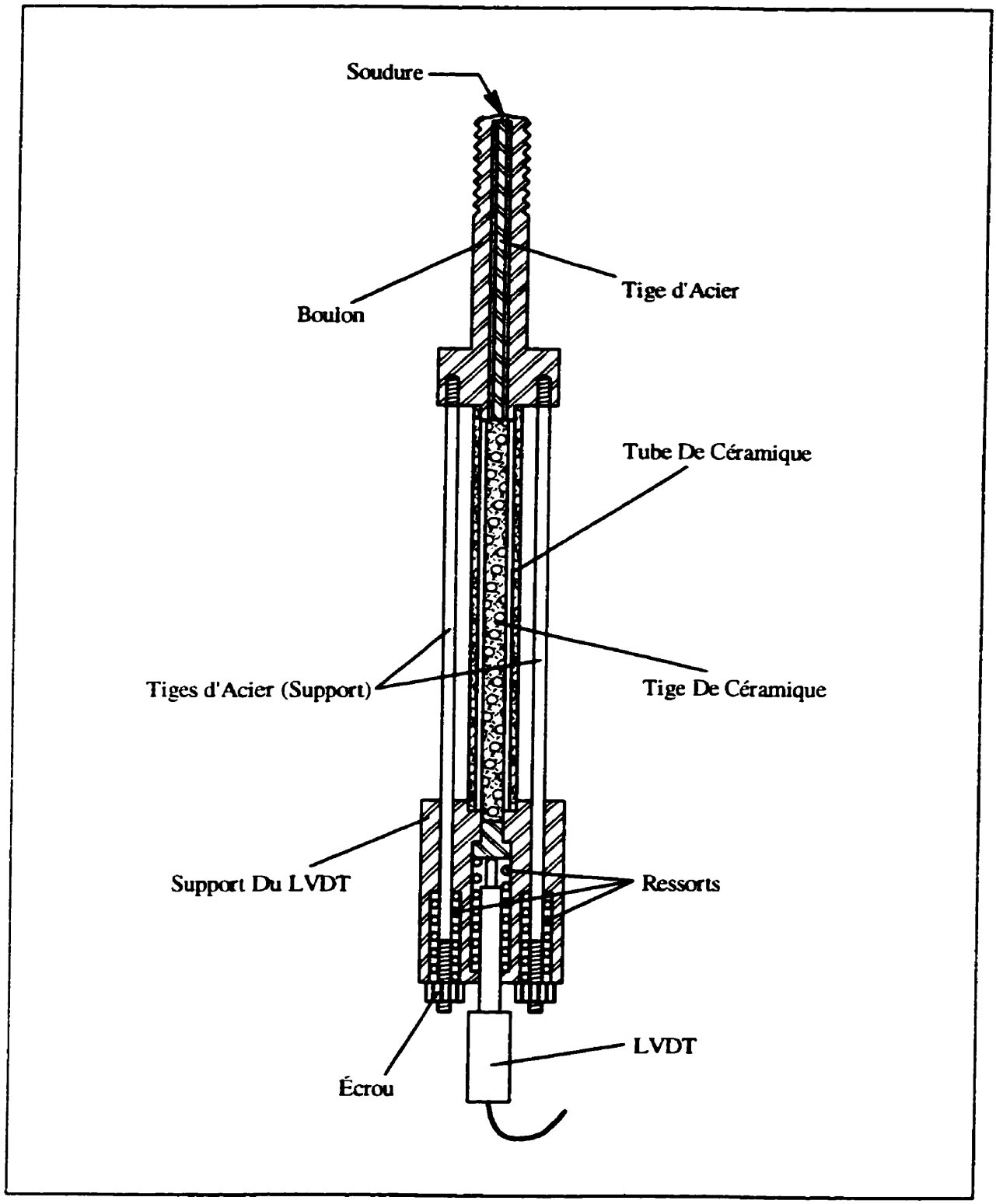


Figure 2.2 Détail du boulon et de l'extensomètre

Le déplacement relatif entre le boulon et sa tige centrale est mesuré à l'aide d'un capteur de déplacement (LVDT). Pour le protéger de la chaleur, le LVDT est installé à l'extrémité d'un tube isolant en céramique (voir la figure 2.2). Une tige, constituée de la même céramique que le tube est insérée à l'intérieur de celui-ci et communique au LVDT le déplacement de l'extrémité inférieure de la tige d'acier soudée au boulon. L'extensomètre est calibré afin de connaître la relation entre l'allongement du boulon et la tension dans celui-ci. Pour cela, il suffit d'appliquer des tensions connues au boulon et de mesurer le signal de sortie de l'extensomètre.

Finalement, les LVDT, le capteur de pression et le thermocouple sont reliés à un système d'acquisition de données contrôlé par un ordinateur PC qui enregistre leurs signaux à chaque minute (voir la figure 2.1a). Le contrôle de l'acquisition des données est programmé à l'aide du logiciel LabView qui permet d'observer graphiquement le comportement du montage en cours de test. La contrainte sur le joint est calculée à l'aide de l'équation (1).

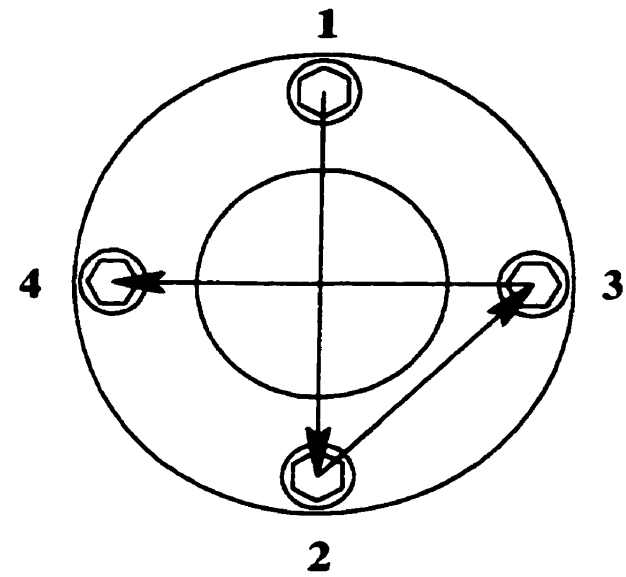
2.2.4 Procédure d'essai HOBT

Un test HOBT se divise en trois étapes: le serrage des boulons, la pressurisation du montage et le chauffage. Préalablement, la surface des brides en contact avec le joint et les filets des boulons sont minutieusement nettoyés avec une brosse et un solvant (alcool). Ensuite, le joint d'étanchéité est centré sur la surface portante de la bride inférieure puis la

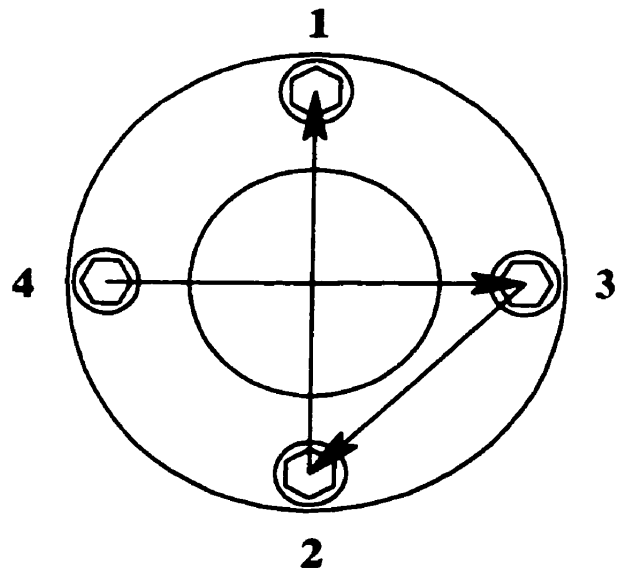
bride supérieure est installée. Finalement, les filets des boulons sont lubrifiés avec une graisse à base de molybdène pour assurer un coefficient de frottement constant d'un serrage à l'autre.

Le serrage des boulons se fait graduellement. À l'aide d'une clef dynamométrique, des couples de serrage de 40, 80, 100 et 110 N-m sont successivement appliqués rapidement aux boulons avec un temps d'attente d'une minute entre chaque couple. L'ordre dans lequel les boulons sont serrés durant les trois premières passes est 1, 2, 3, 4 (technique "en croisé", voir la figure 2.3). La passe au couple de 110 N*m suit l'ordre inverse. Un temps d'attente de cinq minutes suit la dernière passe de serrage. Ensuite, une dernière passe de serrage est effectuée avec le couple de 110 N*m en suivant l'ordre inverse (4, 3, 2, 1). La contrainte dans le joint après cette dernière passe doit être de 34,5 ± 3,5 MPa (5000 ± 500 psi). Si ce n'est pas le cas, le joint est remplacé et la procédure de serrage est recommencée en ajustant cette fois-ci les couples de serrage afin d'atteindre la contrainte cible de 34,5 MPa.

Une fois le serrage terminé, le capuchon isolant, le tuyau d'alimentation en gaz et le thermocouple de la bride sont installés (voir la figure 2.1). On laisse ensuite le joint relaxer pendant un délai de 30 minutes afin de permettre à la contrainte de se stabiliser. À la fin des 30 minutes, le montage est pressurisé avec de l'hélium à une pression de 5,2 ± 0,1 MPa (750 ± 10 psi) et le chauffage est démarré. Durant le chauffage, le joint d'étanchéité flue et la tension dans les boulons se relâche graduellement jusqu'à



Pour les couple de 40, 80 et 100 N*m



Pour le couple final de 110 N*m

Figure 2.3 Ordre de serrage des boulons pour le montage à brides

l'éclatement du joint (voir la section 1.7) ou bien jusqu'à 400°C, la température maximale du montage. Le chauffage est géré par un contrôleur programmable indépendant du système d'acquisition de données qui est réglé de manière à augmenter la température du noyau central à un taux constant de 100°C par heure (180°F par heure). Un chauffage graduel est nécessaire pour éviter d'importants gradients de température à travers les brides.

À l'article 2.2.3, il a été mentionné que le dispositif de mesure de la tension dans les boulons était "théoriquement" insensible aux effets parasites de la température. Ce n'est pas tout à fait le cas en réalité. À mesure que la température augmente, la valeur de la tension mesurée dérive de la tension réelle dans les boulons. Pour corriger ce problème, il suffit de faire un essai d'étalonnage de la dérive de la tension en température sans serrer initialement les boulons (tension nulle) et sans pressuriser le montage. Ce qu'on obtient est la courbe de la dérive en fonction de la température de la bride (voir la figure 2.4). Il suffit ensuite de modéliser cette courbe par un polynôme du second degré. Dans le programme d'acquisition de données, la tension dans les boulons est corrigée à l'aide de ce polynôme.

2.2.5 Résultats des tests HOBT

Durant le projet PTFE-GQP, 27 joints d'étanchéité différents ont été testés selon la procédure HOBT. Deux types de résultat ont été obtenus. Premièrement, les valeurs de

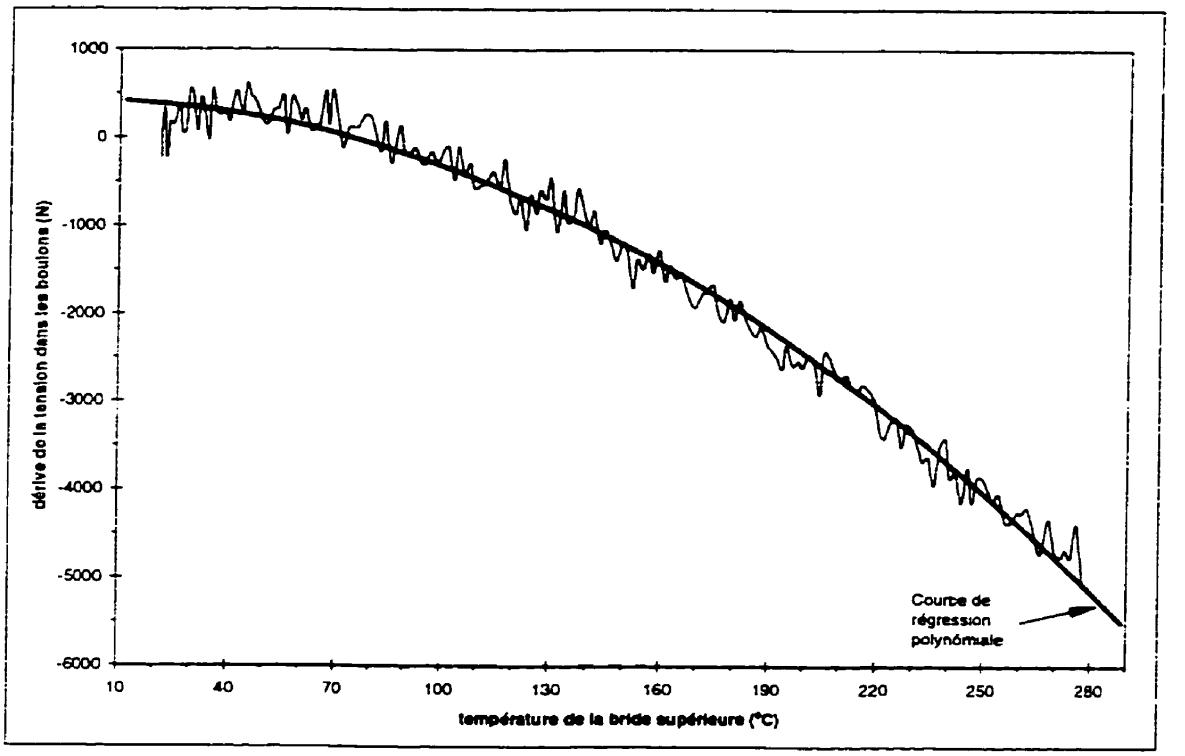


Figure 2.4 Test d'étalonnage pour un essai HOBT

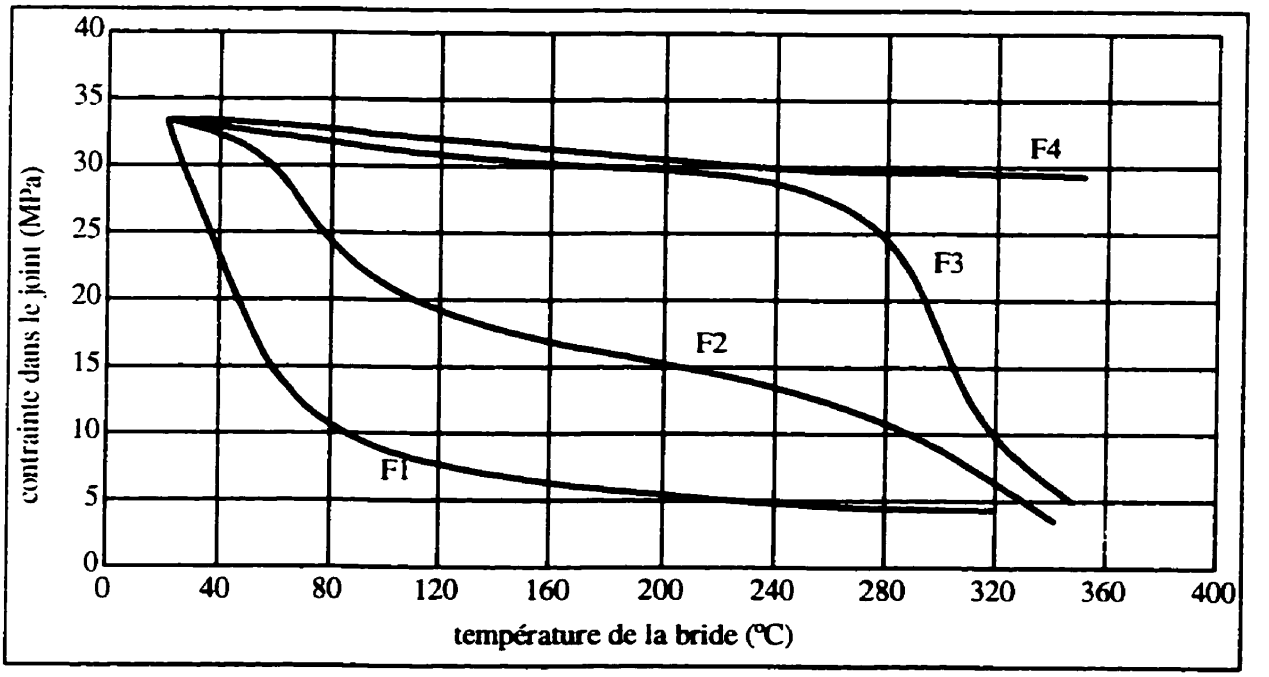


Figure 2.5 Comportement typique en relaxation des quatre familles de joint (essai HOBT)

température et de contrainte à l'éclatement ont été déterminées pour chaque joint. Deuxièmement, des courbes de relaxation de la contrainte du joint en fonction de la température ont été obtenues. Sur la base des courbes de relaxation, le comportement des joints peut être classé selon quatre grandes familles: F1, F2, F3 et F4. La figure 2.5 illustre le comportement typique de ces quatre familles. La contrainte dans les joints appartenant à la famille F1 diminue rapidement entre 20°C et 160°C. Après cela, le taux de relaxation en fonction de la température devient faible. Alors que la courbe typique d'un joint de la famille F1 est toujours concave, celle de la famille F2 présente un comportement dont les courbures sont variables. La contrainte diminue rapidement au début (convexe) puis la courbure s'inverse (concave) et la contrainte diminue de moins en moins rapidement. À un certain point, la courbure peut s'inverser encore une fois et la contrainte recommence à chuter rapidement jusqu'à l'éclatement. La contrainte dans les joints de la famille F3 diminue lentement au début du test jusqu'à une température donnée, où elle chute rapidement jusqu'à la température d'éclatement. La courbure de cette famille est convexe sauf à basse température, où elle peut être légèrement concave. Finalement, la famille F4 regroupe les joints qui ne présente peu ou pas de relaxation lors d'une élévation de température. De tels joints n'éclatent pas dans les conditions normales d'un test HOBT (T_{max} = 400°C). Par exemple, un joint spiralé possédant un intercalaire en PTFE tomberait dans cette catégorie. Le tableau 2.1 donne quelques exemples de résultats typiques de température à l'éclatement (T_{bo}) et de contrainte dans le joint à l'éclatement (Sg_{bo}). Chaque joint est identifié par une lettre afin d'alléger le texte ("Id." signifie "Identification").

Tableau 2.1 Exemples de résultats des tests HOBT du projet PTFE-GQP

Id.	Joint	Type générique	Famille	T_{bo} °C	Sg_{bo} MPa
A	Garlock 8764 1/8 "	PTFE vierge	F1	221	6,89
B	Durabla Durlon 9000 1/16"	PTFE chargé	F2	301	6,61
C	Garlock Gylon 3500 1/16"	PTFE restructuré chargé	F3	334	5,72
D	Inertech Inertex UHF 3/8"	Scellant à joint	F2	332	4,84
E	TBA Sigma 522 1/16"	PTFE d'orientation biaxiale	F2	313	8,91
F	Gore-Tex GR 1/8"	PTFE expansé	F2	317	7,94
G	Gore Tephonic	PTFE renforcé de métal	F2	368	5,21
H	Union-Carbide TG-323 1/16"	PTFE renforcé de fibres	F3	333	9,31

Près de leur température T_{bo}, une légère hausse de température risque davantage de faire éclater les joints appartenant à la famille F3 puisque la pente de leur courbe y est fortement prononcée. Une petite augmentation de la température provoque une grande diminution de la contrainte dans les joints de type F3. Cette sensibilité est moins marquée dans le cas des joints de la famille F2. Pour les joints de la famille F1, l'effet de la température sur la diminution de la contrainte dans le voisinage de la température T_{bo} est encore plus faible que dans le cas de la famille F2.

En résumé, les tests HOBT ont permis de déterminer les températures à l'éclatement des joints et leur comportement en relaxation. En se basant sur ces données, le laboratoire TTRL a conçu une méthode de calcul théoriquement capable de prédire la température de réserve T_r d'un joint, c'est-à-dire la température maximale à laquelle le joint possède une réserve suffisante de résistance à la relaxation pour fonctionner normalement sans risquer d'éclater.

2.3 Concept d'une température de réserve

2.3.1 Détermination des limites sécuritaires d'utilisation

Comme il a été mentionné à la section 1.4, les assemblages à brides boulonnées munis de joints d'étanchéité sont soumis à des fluctuations plus ou moins importantes de la température du montage et de la pression du fluide. Pour éviter l'éclatement, la conception de joints boulonnés étanches doit respecter certains facteurs de sécurité. Ainsi, le joint ne devra donc pas dépasser une température maximale ni descendre sous une contrainte minimale de compression. Si le joint opère à l'intérieur de ces deux bornes, il sera capable de résister aux fluctuations normales et occasionnelles des paramètres d'opération d'une installation pressurisée.

Soit T_{ub} la borne supérieure en température et Sg_{lb} la borne inférieure de la contrainte dans le joint. La pratique a démontré que les assemblages à brides boulonnées sont occasionnellement soumis à des variations de température de l'ordre de 56°C (100°F) au-dessus de la température nominale d'opération. Ces augmentations sont généralement de courte durée. Le joint subit donc peu de relaxation durant ces variations. Toutefois, il est préférable de prévoir une marge de sécurité pour la température maximale du joint. T_{ub} sera donc déterminée selon l'équation (2). De plus, la valeur maximale de T_{ub} sera limitée à 316°C (température maximale du montage moins 56°C). La borne inférieure Sg_{lb} se calcule en appliquant un facteur de sécurité de 1,5 à la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} selon

l'équation (3). Habituellement, on choisit une contrainte minimale Sg_{lb} égale à 1,5 fois la pression du fluide mais Sg_{bo} est supérieure à la pression du fluide dans la plupart des cas (voir le tableau 2.1). Il est donc plus sécuritaire d'appliquer le facteur de sécurité à Sg_{bo} plutôt qu'à la pression du fluide. D'ailleurs, une étude réalisée lors du projet PTFE-GQP a démontré que la valeur de ce facteur de sécurité était raisonnable [2].

$$T_{ub} = T_{bo} - 55{,}56 \leq 316 \quad (°C) \tag{2}$$

$$Sg_{lb} = 1{,}5 \times Sg_{bo} \quad (MPa) \tag{3}$$

2.3.2 Calcul de l'effet du refroidissement

Le respect des bornes T_{ub} et Sg_{lb} est considéré comme suffisant pour s'assurer que le joint n'éclatera pas en service. Par contre, lors de l'arrêt d'une installation pressurisée, la température du joint peut redescendre jusqu'à la température ambiante, ce qui représente souvent une variation de plus de 200°C. Le coefficient de dilatation thermique du PTFE varie entre 150 et 250 µm/m·K (voir la figure 2.6) pour le domaine des températures du test HOBT tandis que celui des boulons et des brides (acier) est de l'ordre de 10 µm/m·K environ. Lors d'un refroidissement du montage, le joint de PTFE se contractera 15 à 25 fois plus que les boulons, ce qui fera chuter la tension dans les boulons. Cette chute de tension sera fonction de l'épaisseur du joint et de la variation de température. Dans cette

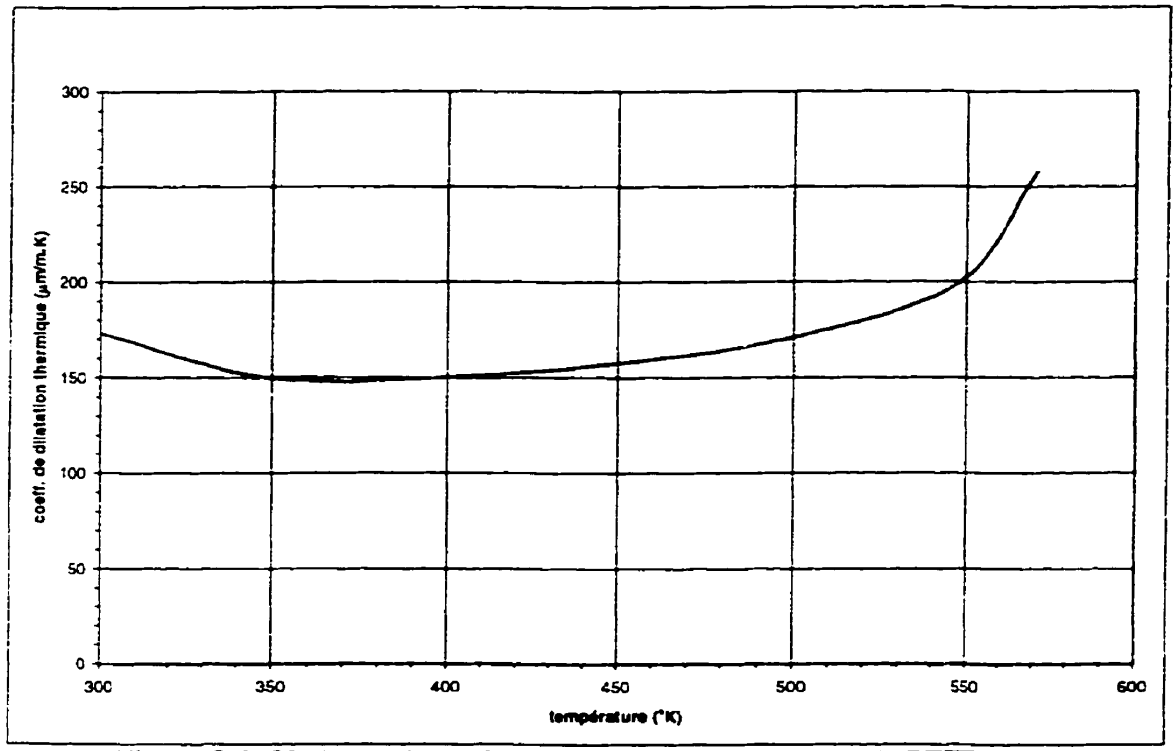


Figure 2.6 Variation du coefficient de dilatation thermique du PTFE pur en fonction de la température

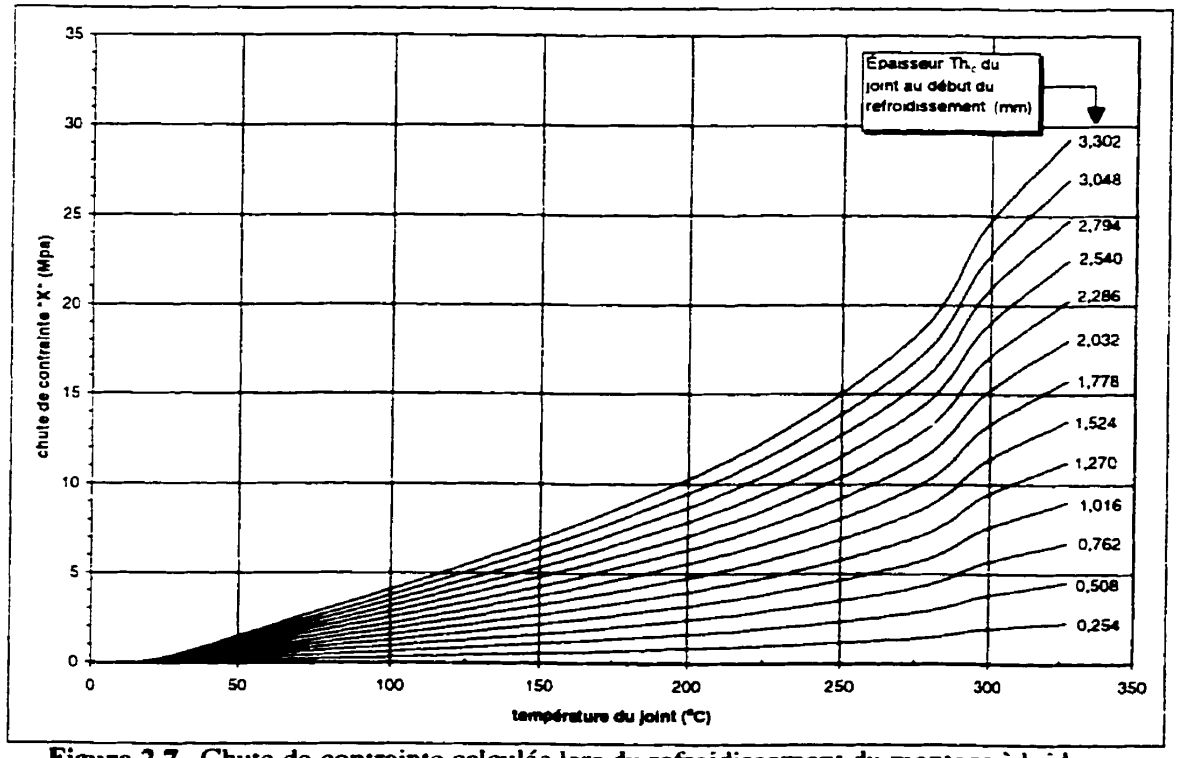


Figure 2.7 Chute de contrainte calculée lors du refroidissement du montage à brides

circonstance, un refroidissement de la bride pourrait donc entraîner une relaxation excessive de la contrainte sur le joint ce qui produira l'éclatement de celui-ci[1].

Le montage à brides sur lequel les tests HOBT sont effectués ne permet pas de mesurer l'épaisseur du joint au cours de l'essai. Pour connaître la chute de contrainte "X" causée par le refroidissement, il faudra évaluer l'épaisseur du joint à l'aide des données recueillies sur la machine UGR. Premièrement, la diminution d'épaisseur que le joint a subi au cours du test HOBT est calculée (données de la machine UGR). Ensuite, l'épaisseur au début du refroidissement (Th_{lc}) est estimée. Pour cela, il faut tenir compte de la famille à laquelle le joint appartient et faire une approximation. Dans la référence [2], on a émis l'hypothèse qu'un joint de la famille F1 ou F2 aura subi les 2/3 de sa diminution totale d'épaisseur lors du chauffage avant le début du refroidissement. Prenons par exemple un joint dont l'épaisseur initiale est de 1200 µm (1,2 mm) une fois comprimé à 34.5 MPa. Supposons que l'on ait mesuré une diminution d'épaisseur totale égale à 600 µm lors du test HOBT sur la machine UGR. L'épaisseur au début du refroidissement (Th_{lc}) sera donc estimée à 1200 - 2/3 (600) = 800 µm. Pour les joints appartenant à la famille F3, cette diminution d'épaisseur est le tiers de la diminution totale. La figure 2.7 illustre, en fonction de la température, la chute de contrainte "X" causée lors du refroidissement des joints de PTFE de différentes épaisseurs (Th_{lc}). Pour tracer ces courbes, la chute de contrainte dans le joint a été évaluée à l'aide de l'équation suivante:

---

[1] Dans un cas plus général, la rigidité de la bride influencera également la chute de contrainte au cours d'un refroidissement.

$$X = \frac{Th_{1c} \times \alpha_{fg} \times \Delta T \times k_f}{A_g} \quad \text{(MPa)} \qquad (4)$$

où ΔT est la variation de température, α_{fg} est la différence entre les coefficients de dilatation thermique du PTFE et de l'acier, A_g est la surface du joint d'étanchéité (6461 mm^2) et k_f est la rigidité globale de l'assemblage (brides et boulons) utilisé. Cette rigidité a été évaluée à 771 MN/m lors du projet PTFE-GQP en analysant un modèle axisymétrique par la méthode des éléments finis.

Pour respecter l'équation (3), il faut tenir compte de la chute de contrainte "X" provoquée par un refroidissement. Ainsi, la contrainte dans le joint au début du refroidissement (Sg_{cd}) sera:

$$Sg_{cd} = 1,5 \times Sg_{bo} + X \quad \text{(MPa)} \qquad (5)$$

La figure 2.8 illustre, pour les familles de joint F1, F2 et F3, le point Q_{cd} qui correspond à Sg_{cd} et à T_{cd} (la contrainte et la température au début du refroidissement). En fait, ce point est déterminé graphiquement en superposant la courbe d'épaisseur de joint appropriée de la figure 2.7 (refroidissement) sur la courbe de relaxation obtenue du test HOBT (chauffage). Notons que la courbe de refroidissement de la figure 2.8 représente le cas où chaque joint aurait la même épaisseur au début du refroidissement. Le tableau 2.2 montre les résultats de l'effet du refroidissement pour quelques joints de PTFE typiques.

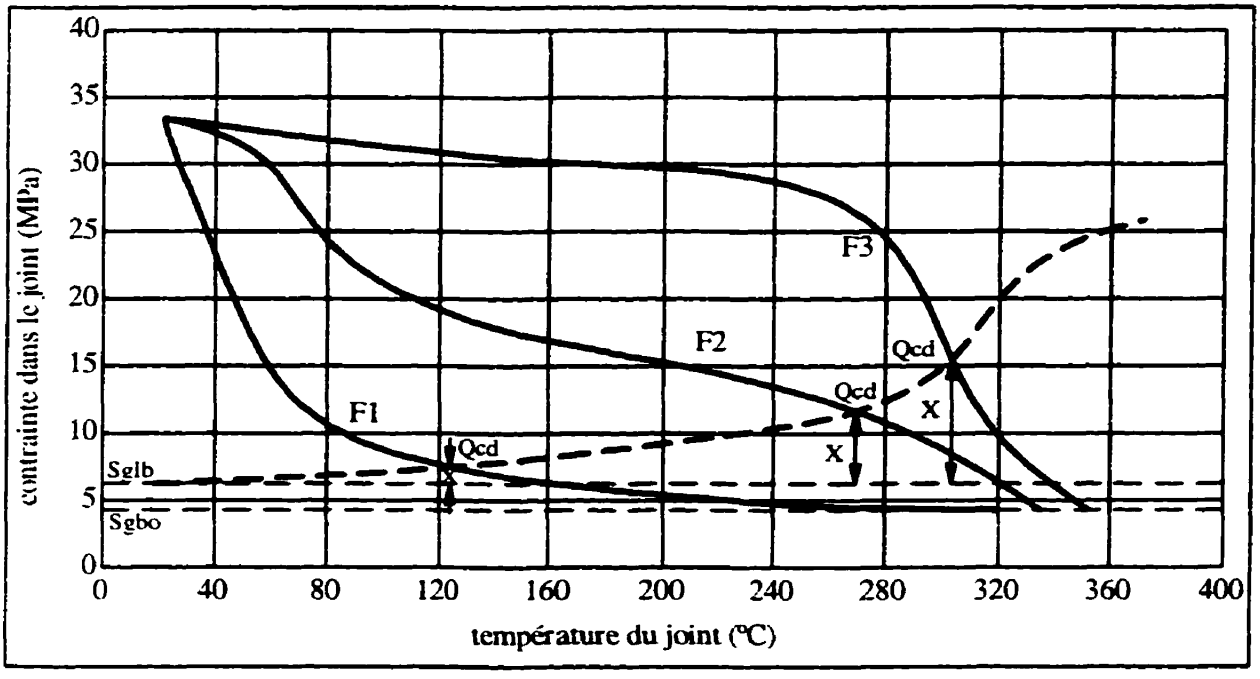


Figure 2.8 Intersection d'une chute de contrainte "X" typique (due à un refroidissement) avec la courbe typique des familles de joint F1, F2 et F3

Tableau 2.2 Exemples de calcul de Sg_{cd} et de T_{cd}

Id.	Joint	Th_{lc} mm	Sg_{lb} Mpa	X Mpa	Sg_{cd} Mpa	T_{cd} °C
A	Garlock 8764 1/8 "	2,41	10,34	3,10	13,44	102
B	Durabla Durlon 9000 1/16"	1,14	9,91	3,19	13,10	186
C	Garlock Gylon 3500 1/16"	1,14	8,58	7,62	16,20	277
D	Inertech Inertex UHF 3/8"	0,38	7,26	2,05	9,31	259
E	TBA Sigma 522 1/16"	0,76	13,38	3,18	16,55	224
F	Gore-Tex GR 1/8"	0,76	11,91	2,70	14,62	211
G	Gore Tephonic	0,51	7,82	2,66	10,48	263
H	Union-Carbide TG-323 1/16"	1,02	13,96	9,83	23,79	328

2.3.3 Choix de la température de réserve T_r

La température de réserve T_r est la plus petite des deux valeurs T_{cd} et T_{ub}. Les fluctuations de pression et de température et les événements thermiques tels que le démarrage et l'arrêt des installations pressurisées ne devraient pas causer l'éclatement du joint si la température d'utilisation de celui-ci est inférieure à T_r. Le tableau 2.3 résume quelques valeurs calculées à l'aide de la méthode proposée dans la référence [2] et basée sur les résultats des tests HOBT du projet PTFE-GQP. Sg_r est la contrainte dans le joint correspondant à la température de réserve et est déterminée graphiquement sur la courbe de relaxation du test HOBT du joint à la température T_r.

Tableau 2.3 Température et contrainte de réserve de quelques joints

Id.	Joint	T_{cd} °C	T_{ub} °C	T_r °C	Sg_r Mpa
A	Garlock 8764 1/8 "	**102**	166	102	13.44
B	Durabla Durlon 9000 1/16"	**186**	246	186	13.10
C	Garlock Gylon 3500 1/16"	**277**	279	277	16.20
D	Inertech Inertex UHF 3/8"	**259**	276	259	9.31
E	TBA Sigma 522 1/16"	**224**	258	224	16.55
F	Gore-Tex GR 1/8"	**211**	261	211	14.62
G	Gore Tephonic	**263**	313	263	10.48
H	Union-Carbide TG-323 1/16"	328	**277**	277	29.65

La valeur de T_r pour tous les joints du tableau 2.3 est égale à T_{cd}, à l'exception du joint H. La température T_r de celui-ci est égale à T_{ub}. Ce joint possède une température T_{cd} qui est voisine de sa température à l'éclatement T_{bo}. Le joint H fait partie de la famille F3 et sa contrainte diminue peu dans la presque totalité du test HOBT. Cependant, quelques degrés avant la température T_{bo}, la contrainte dans le joint diminue drastiquement. Il est donc plus sécuritaire d'utiliser la température T_{ub} qui est inférieure à T_{cd} dans le cas de ce joint.

2.4 Conclusions et interrogations soulevées dans le rapport PTFE-GQP

Théoriquement, si on chauffe un joint de PTFE sous des conditions équivalentes à celles du test HOBT jusqu'à sa température de réserve T_r puis qu'on le laisse refroidir jusqu'à la température ambiante (≈24°C), la contrainte finale dans le joint Sg_{lb} devrait être égale à 1,5 fois sa contrainte à l'éclatement (Sg_{bo}) mesurée lors d'un test HOBT. La méthode de calcul de T_r est basée sur deux hypothèses. Premièrement, la relaxation de la contrainte,

lors du refroidissement, est due à la différence entre les coefficients de dilatation thermique du PTFE et de l'acier. Deuxièmement, l'épaisseur du joint, au début du refroidissement, est estimé en fonction des résultats de tests HOBT conduits sur la machine UGR et de la famille à laquelle le joint appartient.

Cette méthode de calcul de la température de réserve T_r n'a pas été vérifiée expérimentalement, ce qui sera fait dans le cadre du présent travail. Des joints seront donc soumis à des cycles complets de chauffage-refroidissement pour tester la validité du calcul de la température de réserve. À partir des nouveaux résultats expérimentaux, il sera possible de répondre aux questions suivantes:

- Le joint résiste-t-il à l'éclatement lors d'un cycle complet de chauffage-refroidissement?

- Résiste-t-il à plusieurs cycles de chauffage-refroidissement?

- La température de réserve T_r est-elle valable?

- L'estimation de l'épaisseur du joint au début du refroidissement est-elle juste?

- Le coefficient de dilatation thermique est-il le même quel que soit le type de joint à base de PTFE?

- Les courbes théoriques de relaxation (Sg vs T) lors du refroidissement s'apparentent-elles au comportement du joint observé expérimentalement?

Pour répondre à ces questions, un nouveau test à été développé dans le cadre de ce travail. Il s'agit du test RTTC (Relaxation Testée sous Température Cyclique), qui est conçu de manière à exécuter un ou plusieurs cycles complets de chauffage-refroidissement sur des joints à base de PTFE tout en respectant les même conditions d'assemblage, de pression et de chauffage que le test HOBT. Le chapitre suivant décrit cette nouvelle procédure expérimentale.

CHAPITRE 3. RELAXATION TESTÉE SOUS TEMPÉRATURE CYCLIQUE

L'étude du comportement des joints de PTFE dans un assemblage à brides boulonnées soumis à des contraintes mécaniques et thermiques est encore au stade exploratoire. Pour obtenir une modélisation correcte de l'ensemble brides-joint, il faut observer et comprendre ce qui se passe. Le comportement d'un tel ensemble est complexe. Par exemple, dans le cas simple du boulonnage de deux plaques, il peut y avoir jusqu'à 55 facteurs qui influencent la tension de préserrage [4]. Si, au lieu de deux plaques, on utilise deux brides, un joint de PTFE et que l'on ajoute l'effet du temps, de la température et de la pression interne, la difficulté à identifier les facteurs qui influencent significativement le comportement du système augmentera. Dans une telle situation, la possibilité de faire fausse route est amplifiée si on essaie de tout modéliser à l'avance. On favorisera donc l'approche expérimentale dans un premier temps.

Ainsi, il apparaît nécessaire de développer une méthode d'observation du comportement en relaxation de l'assemblage à brides boulonnées avec joint de PTFE lorsque soumis à l'effet du cyclage thermique.

3.1 Procédure d'essai

L'essai de "Relaxation Testée sous Température Cyclique" (test RTTC) permet d'étudier le comportement d'un joint d'étanchéité installé dans un assemblage à brides boulonnées et soumis à un ou plusieurs cycles de chauffage-refroidissement. Ce test permet aussi de valider la méthode proposée lors du projet PTFE-GQP pour calculer la température et la contrainte de réserve (T_r et Sg_r) d'un joint. Plus précisément, la relaxation de la contrainte mesurée dans le joint lors du refroidissement pourra être comparée aux prédictions théoriques faites lors du projet PTFE-GQP.

3.1.1 Montage utilisé

Tous les tests RTTC ont été réalisés sur le montage à brides décrit à l'article 2.2.3. La simplicité du montage, son coût raisonnable et l'utilisation de brides réelles sont des avantages importants. Les procédures HOBT et RTTC sont par conséquent très semblables (voir l'article 2.2.4). Le test RTTC est fondamentalement un test HOBT à la fin duquel on a ajouté un cycle de refroidissement du montage.

3.1.2 Chauffage et refroidissement

Dans test RTTC, le chauffage initial suit le même rythme que celui du test HOBT, c'est-à-dire une rampe de 100°C par heure (180°F par heure). Dans le cas du test RTTC, le

chauffage est arrêté lorsque la température du joint a atteint sa température de réserve T_r, qui a été établie à partir des résultats d'un essai HOBT. Une fois la source de chaleur coupée, le montage est laissé à lui-même pour qu'il puisse refroidir tout en restant pressurisé. Puisque ce refroidissement se fait par convection naturelle, il faut attendre plusieurs heures avant que la température du montage revienne à la température ambiante (≈24°C). Pendant le refroidissement, le système d'acquisition de données continue à enregistrer à intervalle régulier les mesures de pression, de température et de tension dans les boulons.

3.1.3 Comportement de la température du joint et de la bride supérieure

Au cours de l'essai RTTC, la température du joint n'est pas mesurée directement. Le système d'acquisition de données enregistre la température de la bride supérieure. Afin de connaître la relation entre la température de la bride et de celle du joint, cinq joints (A, D, F, G et H) ont été testés sans serrer les boulons et sans mettre en pression le montage. Un thermocouple a été inséré à l'intérieur de ces joints pour en mesurer la température (voir la figure 3.1). Comme le montre la figure 3.2, la relation entre les deux températures est linéaire et les droites résultantes des cinq essais se confondent. La température du joint peut donc être calculée à partir de celle de la bride supérieure, quel que soit le type de joint, à l'aide de l'équation suivante:

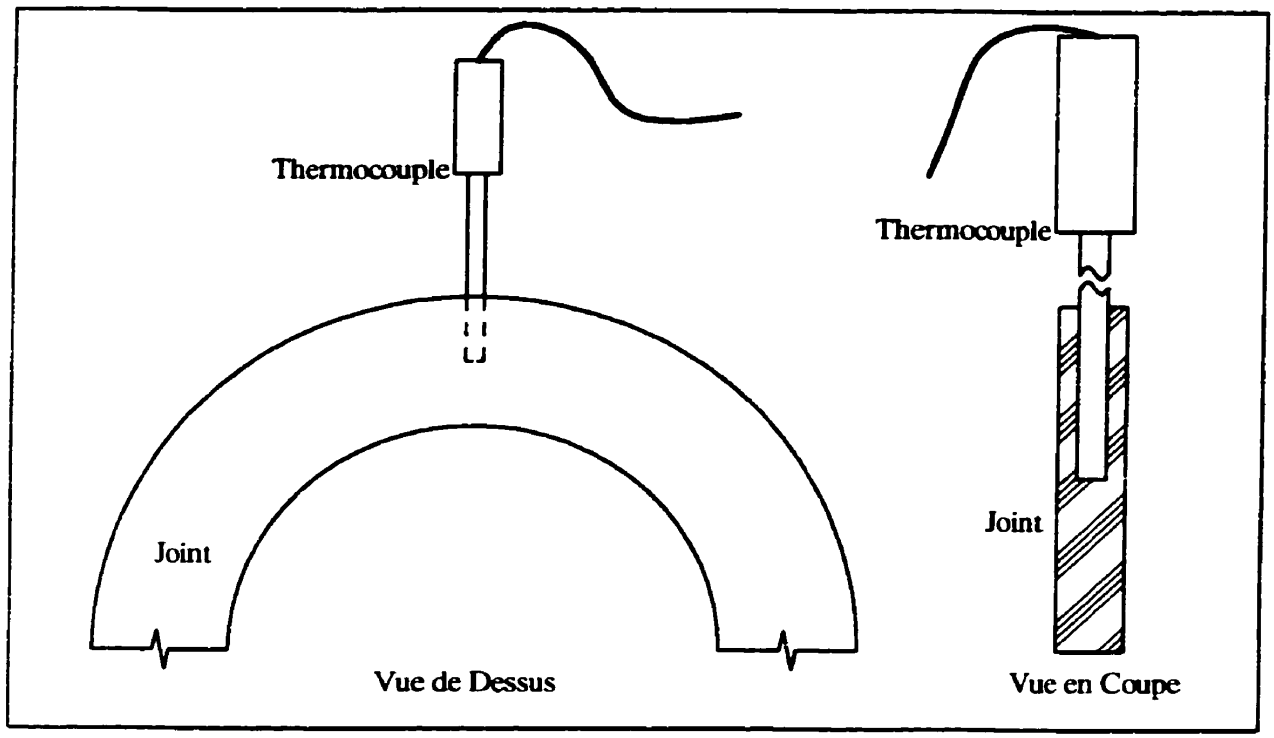


Figure 3.1 Emplacement du thermocouple à l'intérieur du joint

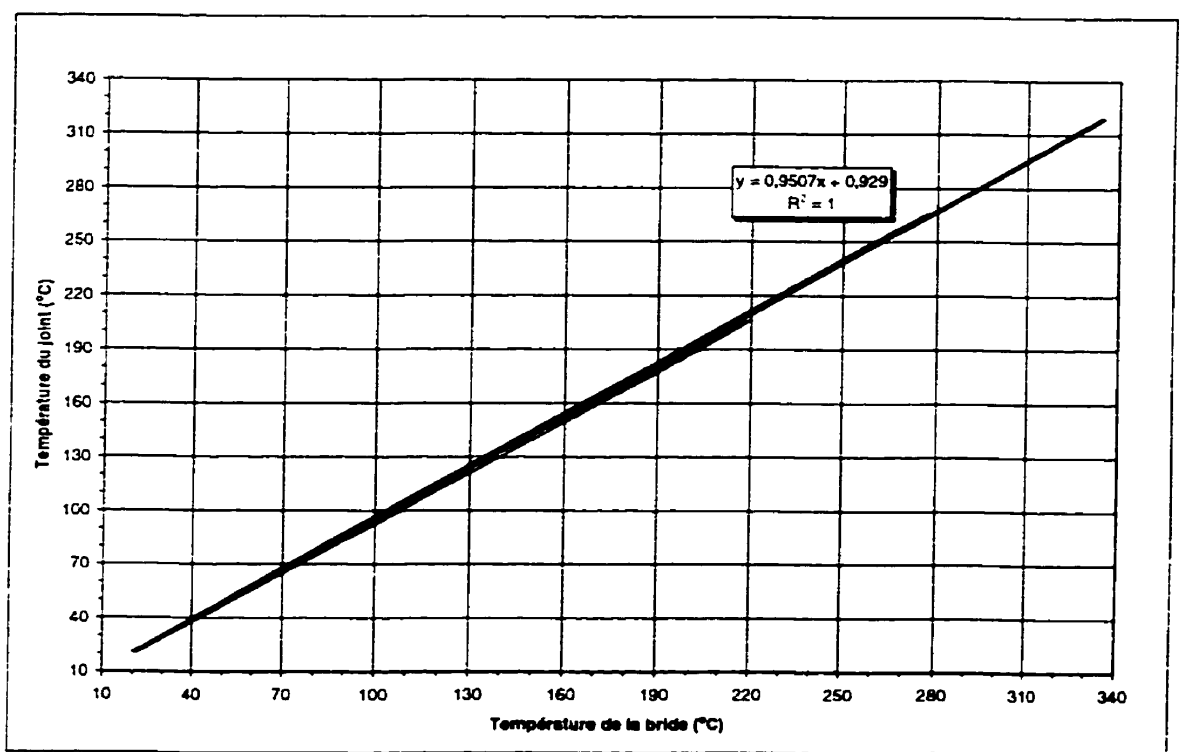


Figure 3.2 Relation entre la température du joint et de la bride

$$T_{joint} = 0{,}9507\left(T_{bride}\right) + 0{,}929 \quad (°C) \tag{6}$$

T_{joint} est la température du joint en degrés Celsius et T_{bride} est la température de la bride supérieure en degrés Celsius.

La figure 3.3 illustre l'évolution de la température de la bride et du joint d'étanchéité au cours d'un cycle complet de chauffage-refroidissement d'un test RTTC typique. Lors de l'arrêt du chauffage, on observe un phénomène d'inertie thermique où la température de la bride continue à augmenter légèrement jusqu'à ce qu'elle ait atteint un maximum (voir la figure 3.4). Par une heureuse coïncidence, il se trouve que la différence de température entre la bride et le joint est comparable à l'effet de l'inertie thermique sur la température de la bride (voir la figure 3.4). Donc, en guise d'approximation, le chauffage est arrêté lorsque la température de la bride est égale à la température de réserve T_r du joint. Sous l'effet de l'inertie thermique, le joint atteindra une température maximale voisine de la température T_r visée.

Pour tenter d'expliquer la différence de température entre la bride supérieure et le joint, un essai a été réalisé sur un montage similaire à celui du présent travail[2]. Cet essai a démontré que la température de la bride supérieure est environ 17°C plus élevée que celle

[2] Les résultats de cet essai n'ont pas été inclus dans le présent travail.

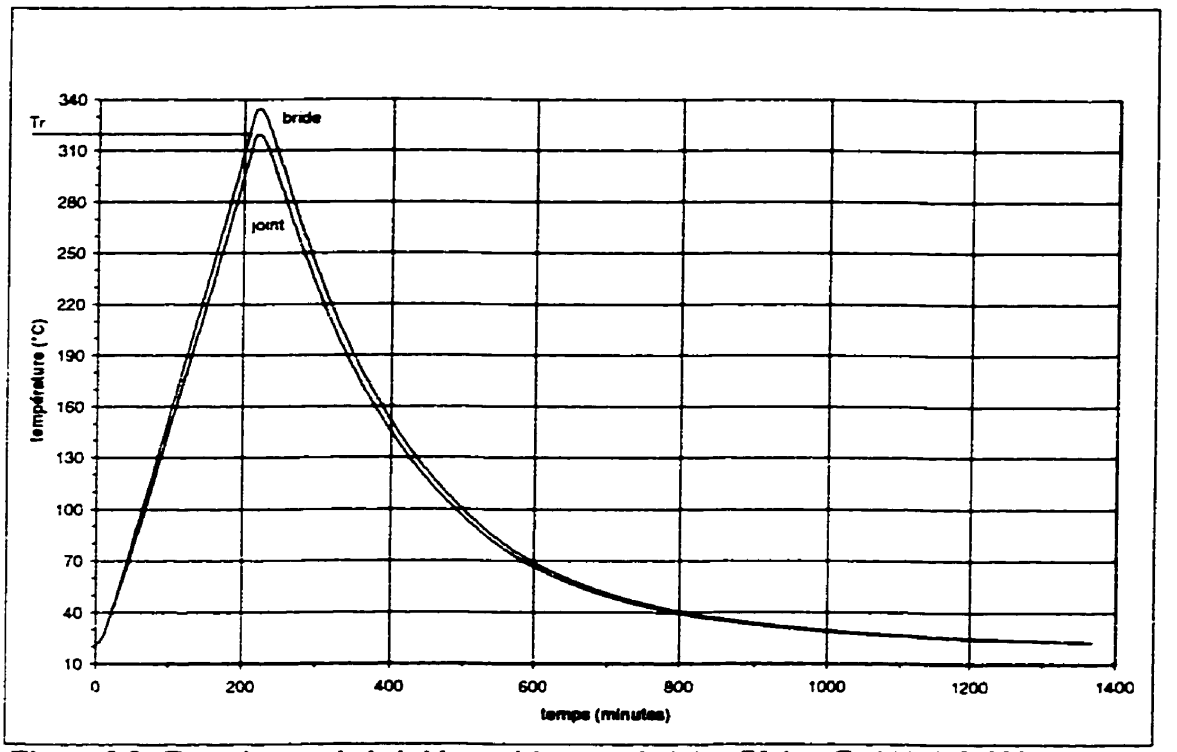


Figure 3.3 Température de la bride supérieure et du joint (Union-Carbide TG-323 1/16") durant un cycle complet de chauffage-refroidissement

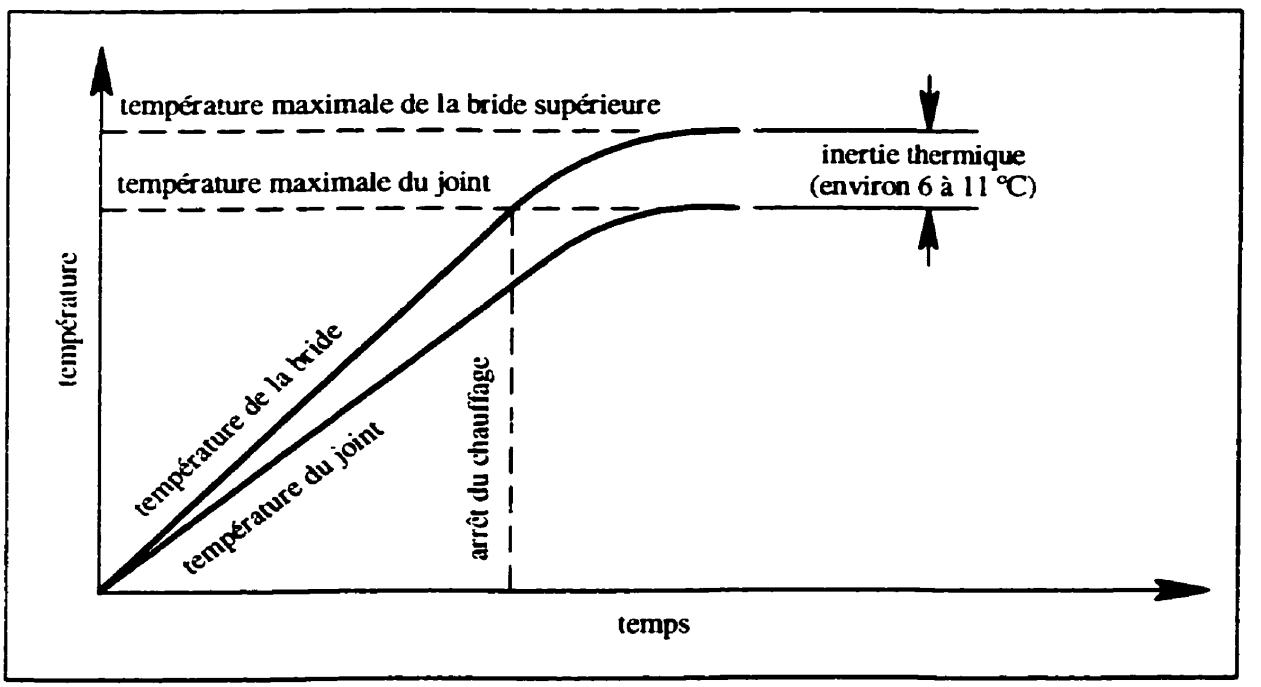


Figure 3.4 Inertie thermique observée lors du chauffage du montage

de la bride inférieure qui est moins bien isolée thermiquement. Par conséquent, le joint sera à une température intermédiaire et donc inférieure à celle de la bride supérieure.

3.2 Tests RTTC comportant plus d'un cycle

Dans l'industrie, les assemblages à brides boulonnées munis de joints d'étanchéité sont généralement soumis à plusieurs cycles de chauffage-refroidissement durant leur vie utile. Il est donc intéressant de connaître le comportement en relaxation du joint au cours de plus d'un cycle complet de chauffage-refroidissement durant le test RTTC (par exemple, deux et même trois cycles). Il suffit simplement de redémarrer le chauffage lorsque le montage est revenu à la température ambiante après avoir subit un premier cycle complet de chauffage-refroidissement. Ce deuxième chauffage est ensuite arrêté lorsque la bride a atteint la même température d'arrêt que lors du premier chauffage. Puis, le montage est refroidi de nouveau par convection naturelle. Pour faire subir un troisième cycle de chauffage-refroidissement au joint, il suffit de redémarrer ce processus une troisième fois. Il est important de mentionner qu'entre deux cycles, aucun ajustement n'est apporté au serrage des boulons et le montage demeure continuellement pressurisé jusqu'à la fin du test RTTC quelque soit le nombre de cycles de chauffage-refroidissement.

La majorité des tests RTTC effectués dans le cadre de cette maîtrise comporte deux cycles complets de chauffage-refroidissement. Cette décision a été prise en prenant en considération le temps requis pour compléter chaque cycle (plus d'une journée par cycle)

et le besoin d'étudier le comportement en relaxation des joints durant plusieurs cycles complets. La figure 3.5 illustre schématiquement l'évolution prévisible de la contrainte d'un joint d'étanchéité lorsque soumis à un test RTTC comportant deux cycles complets de chauffage-refroidissement.

3.3 Choix des matériaux de joint

Huit types de joints ont été testés selon la procédure RTTC. Ces joints ont été choisis car chacun représente un des 8 types génériques présentés dans le tableau 1.1 à la section 1.6. Les joints sélectionnés représentent 3 des 4 familles de comportement typique en relaxation des joints à base de PTFE (voir l'article 2.2.5). Aucun joint de la famille F4 n'a été sélectionné. De tels joints ont manifesté une relaxation de contrainte négligeable et n'ont pas éclaté durant le essais HOBT du projet PTFE-GQP. Il est donc inutile d'étudier leur comportement en relaxation dans le cadre de ce travail. Finalement, les températures T_r des joints sélectionnés couvrent relativement bien la gamme de températures T_r de tous les joints testés lors du projet PTFE-GQP. Le tableau suivant rappelle certaines caractéristiques des joints sélectionnés.

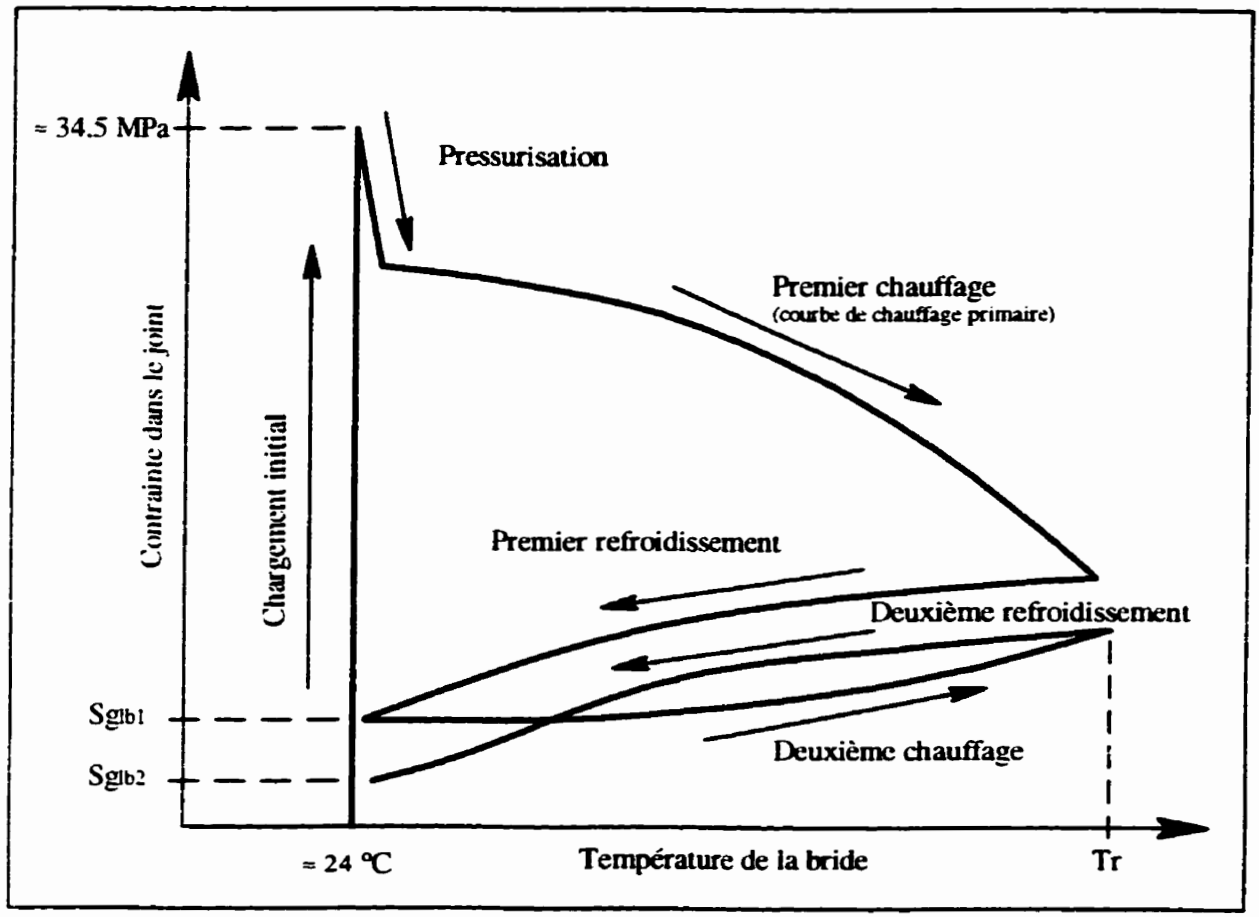


Figure 3.5 Évolution prévisible de la contrainte d'un joint lors d'un test RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement

Tableau 3.1 Joints sélectionnés pour les tests RTTC

Id.	Joint	Type générique	Famille	T_r °C
A	Garlock 8764 1/8 "	PTFE vierge	F1	102
B	Durabla Durlon 9000 1/16"	PTFE chargé	F2	186
C	Garlock Gylon 3500 1/16"	PTFE restructuré chargé	F3	277
D	Inertech Inertex UHF 3/8"	Scellant à joint	F2	259
E	TBA Sigma 522 1/16"	PTFE d'orientation biaxiale	F2	224
F	Gore-Tex GR 1/8"	PTFE expansé	F2	211
G	Gore Tephonic	PTFE renforcé de métal	F2	263
H	Union-Carbide TG-323 1/16"	PTFE renforcé de fibres	F3	277

CHAPITRE 4. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Les résultats des essais expérimentaux présentés dans ce chapitre ont été réalisés selon la méthode RTTC. Rappelons que le refroidissement d'un joint débute lorsque sa température T_r est atteinte. De plus, les mesures de tension faites sur le montage à brides nécessitent une correction en fonction de la température de la bride supérieure. Dans ce travail, la méthode utilisée pour corriger la tension des extensomètres diffère de celle qui a été utilisée lors des essais HOBT [2] et est décrite à l'appendice A.

4.1 Tests préliminaires

Afin de vérifier si la procédure RTTC fonctionne correctement, quelques tests préliminaires ont été réalisés. Les joints C, D, E, F et H (voir le tableau 2.1) ont été testés en leur appliquant un seul cycle de chauffage-refroidissement.

4.1.1 Résultats

Les figures 4.1a à 4.1d illustrent l'évolution de la contrainte des joints C, D, E et F en fonction de la température de la bride. La température T_r de ces quatre joints correspond à leur température T_{cd} (voir le tableau 2.3). La figure 4.2 montre ce qui se passe lorsqu'on chauffe un joint au-delà de sa température de réserve T_r. La température T_r du joint H correspond à sa température T_{ub} (voir le tableau 2.3). Au lieu d'avoir été chauffé jusqu'à

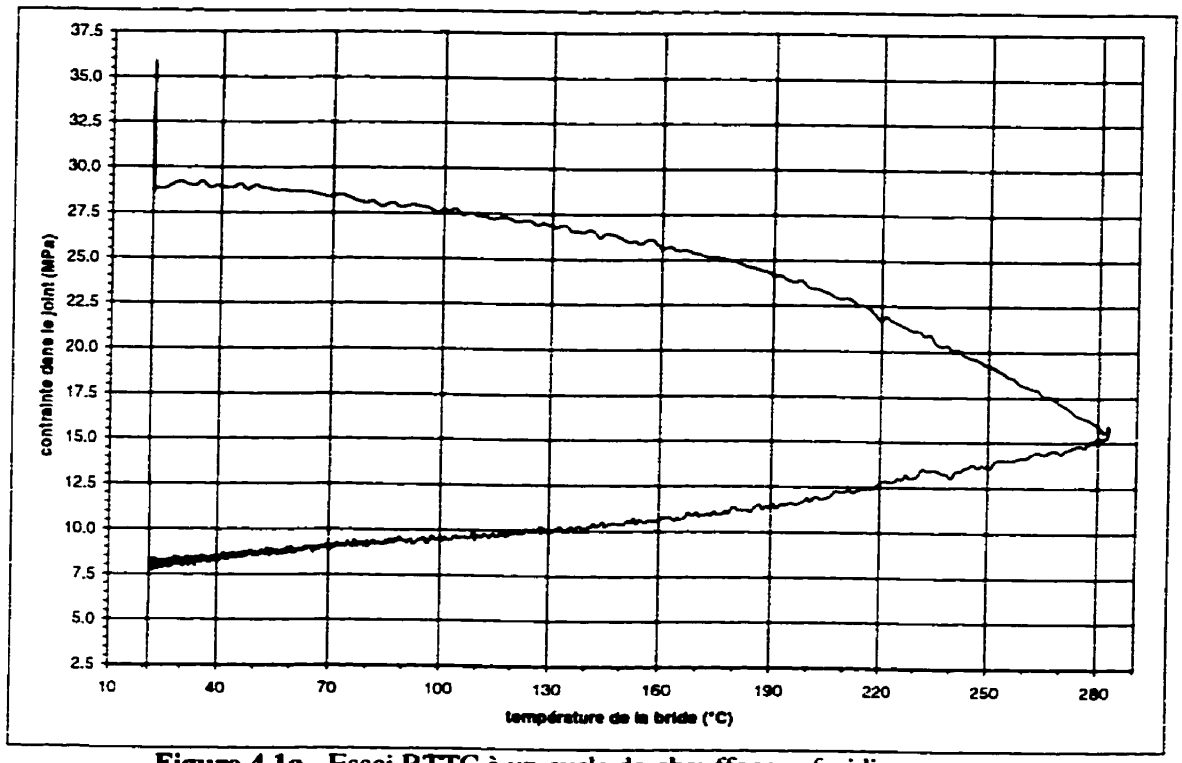


Figure 4.1a Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement.
Joint C. Garlock Gylon 3500 1/8".

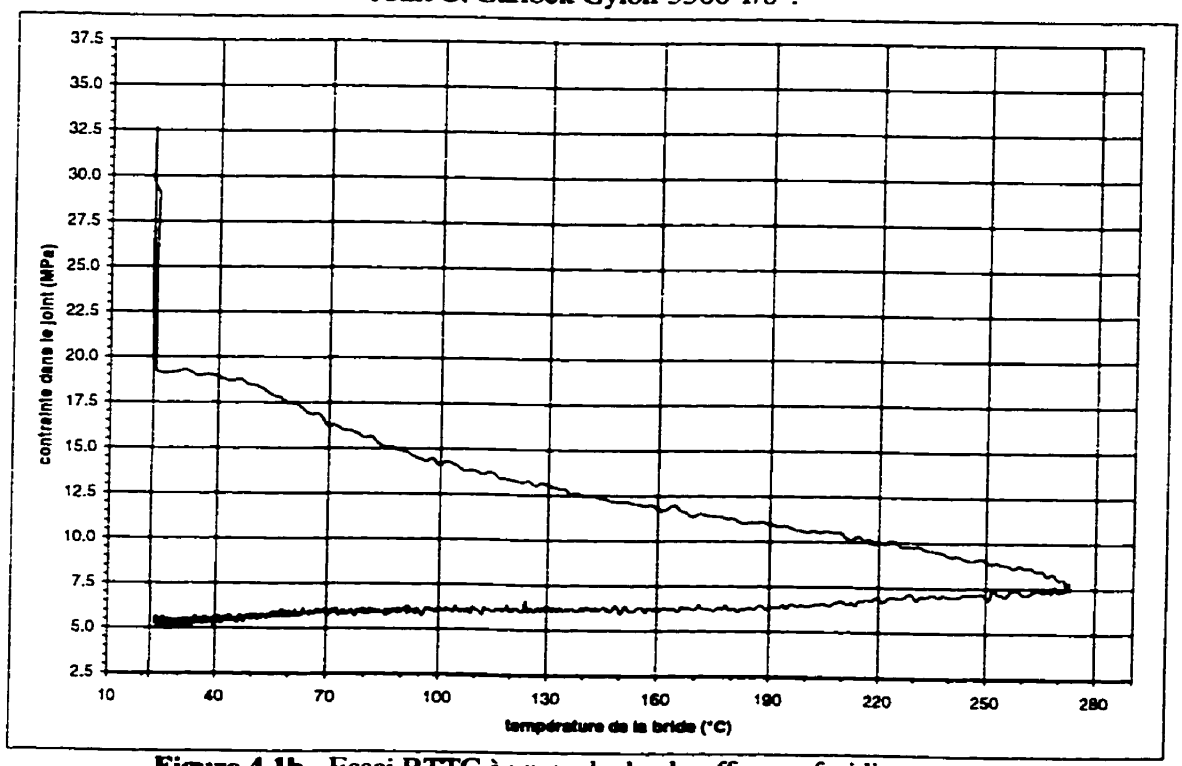


Figure 4.1b Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement.
Joint D, Inertech Inertex UHF 3/8".

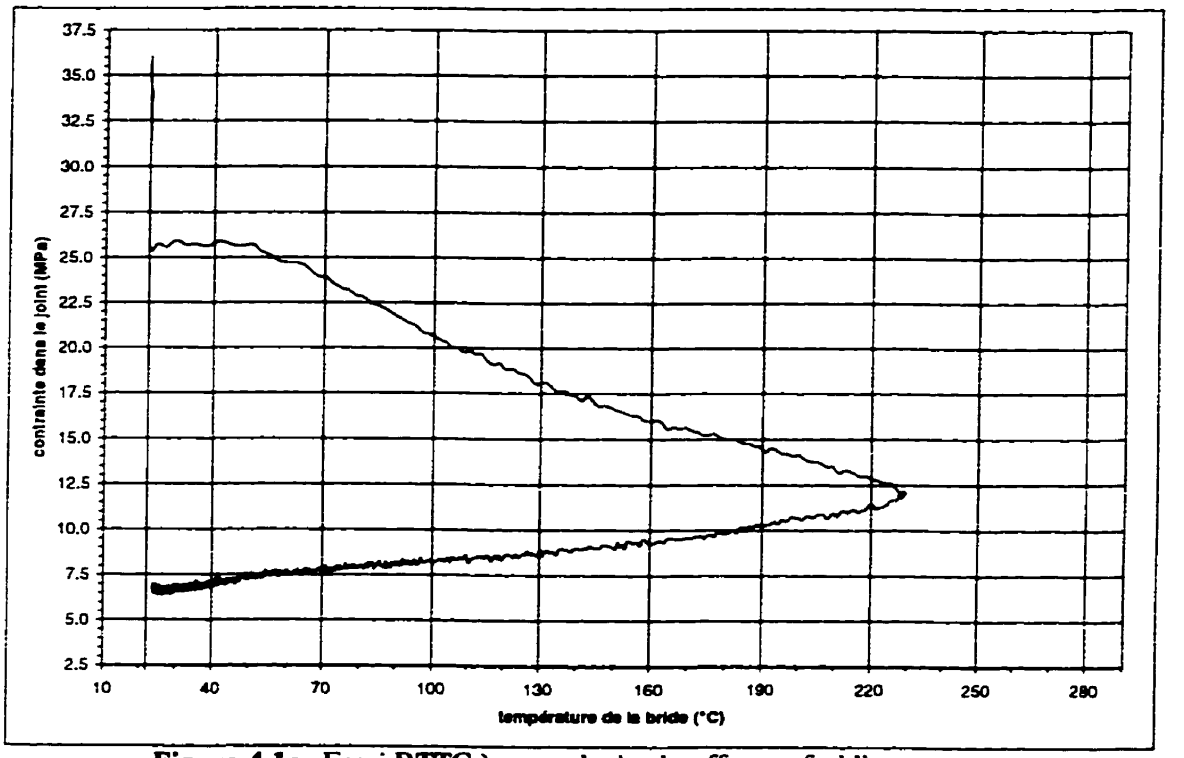


Figure 4.1c Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement.
Joint E, TBA Sigma 522 1/16".

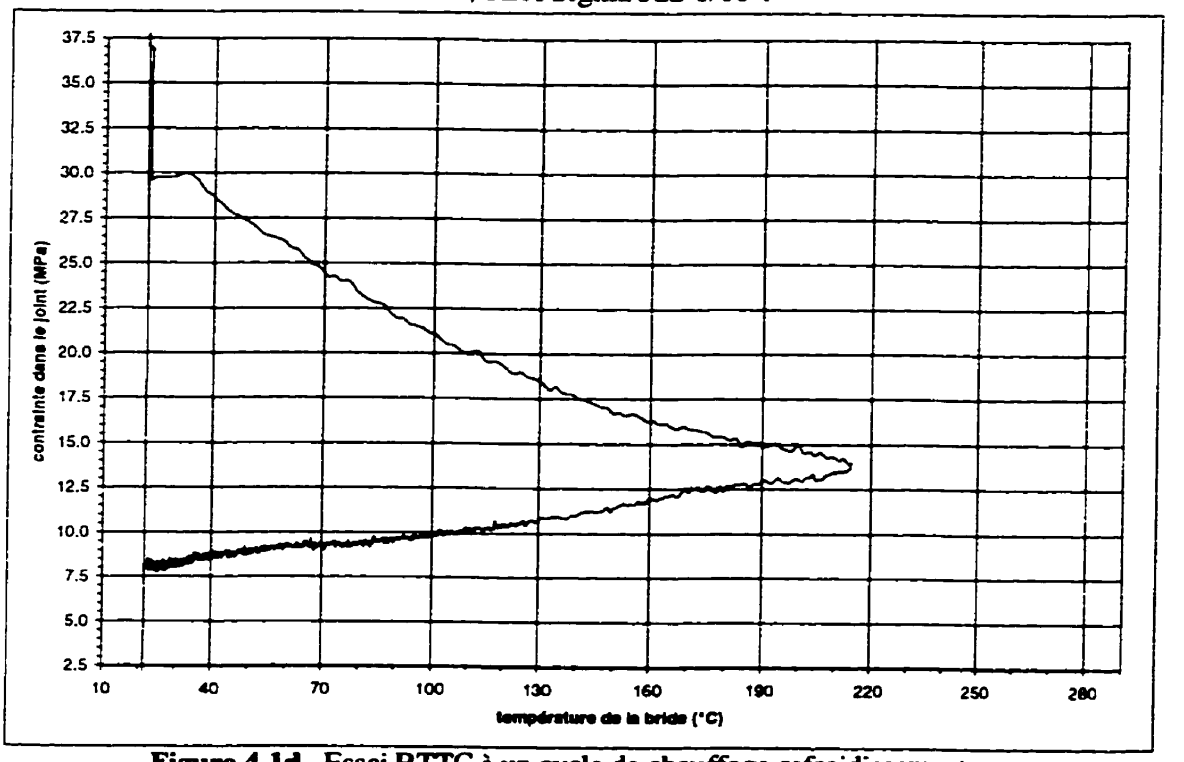


Figure 4.1d Essai RTTC à un cycle de chauffage-refroidissement.
Joint F, Gore-Tex Gr 1/8".

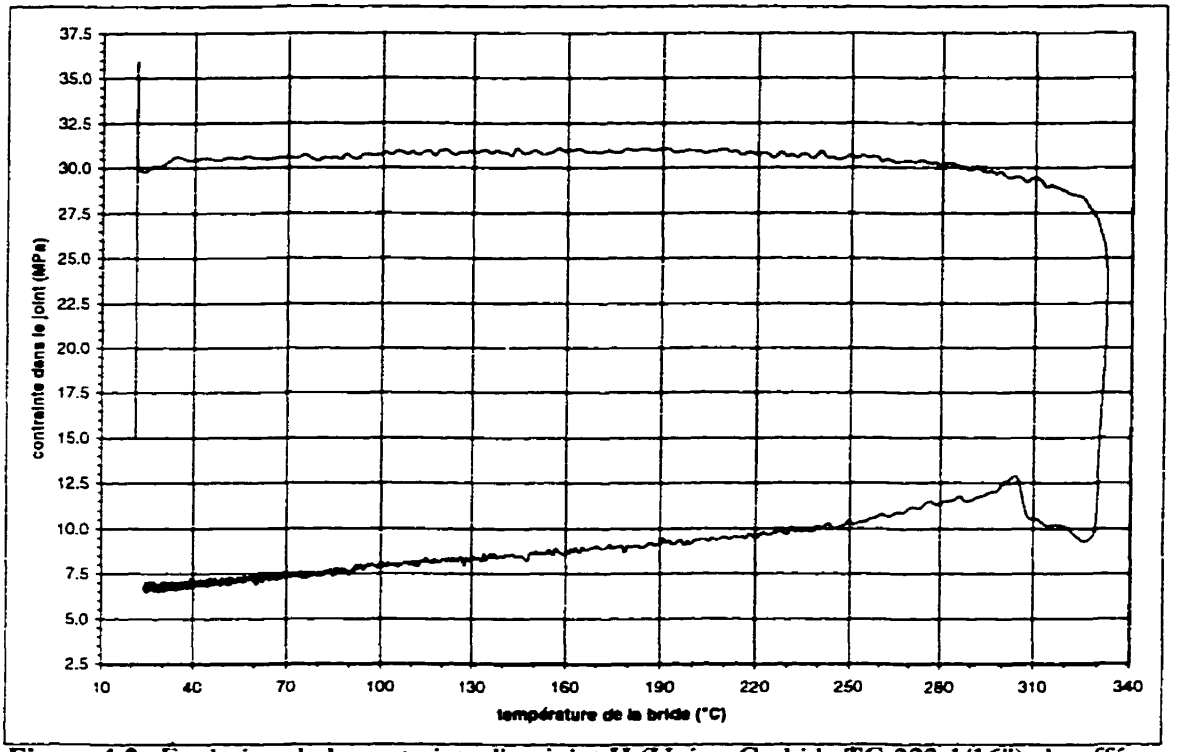


Figure 4.2 Évolution de la contrainte d'un joint H (Union-Carbide TG-323 1/16") chauffé à une température supérieure à T_r = 277 degrés Celsius.

sa température T_r (277 °C), celui-ci a été chauffé jusqu'à sa température T_{cd} (328 °C) comme les autres joints. La forme particulière de cette courbe est due au fait que le joint a éclaté peu après le début du refroidissement. À cause de l'éclatement, le reste du refroidissement s'est déroulé sans pression interne.

Le tableau 4.1 résume les résultats des tests RTTC préliminaires (excepté le joint H, à cause de l'éclatement) et les compare aux résultats obtenus lors d'essais HOBT antérieurs [2]. Dans ce tableau, X représente la chute de contrainte dans le joint entre le début et la fin du refroidissement. Pour les essais RTTC, cette valeur est déterminée en soustrayant la contrainte finale Sg_{lb} de la contrainte au début du refroidissement Sg_r.

Dans le cas des essais HOBT, X est calculée à l'aide de la figure 2.7 (voir aussi l'équation (4)), de la température T_r et de l'épaisseur du joint au début du refroidissement, Th_{lc}, qui a été déterminée lors de tests antérieurs sur la machine UGR [2]. Finalement, les valeurs de Sg_r et de Sg_{lb} des essais HOBT sont calculées à l'aide des équations (3) et (5) et de la contraintes à l'éclatement Sg_{bo} des joints mesurée lors de ces essais [2]. Rappelons que pour tous les joints du tableau 4.1, la contrainte de réserve Sg_r (contrainte dans le joint à T_r) correspond à la contrainte au début du refroidissement Sg_{cd} (voir les tableaux 2.2 et 2.3).

Tableau 4.1 Essais RTTC préliminaires comparés aux essais HOBT

Joint	T_r (°C)	Essais RTTC			Essais HOBT				
		Valeurs mesurées		Sg_r - Sg_{lb}	Valeurs mesurées		Valeurs calculées: Équations (3), (4) et (5)		
		Sg_r (MPa)	Sg_{lb} (MPa)	X (MPa)	Th_{lc} (mm)	Sg_{bo} (MPa)	X (MPa)	Sg_{lb} (MPa)	Sg_r (MPa)
C	277	15,55	8,07	7,48	1,143	5,72	7,62	8.58	16,20
D	259	7,66	5,45	2,21	0,381	4,84	2,05	7.26	9,31
E	224	11,97	6,69	5,28	0,762	8,91	3,18	13.38	16,55
F	211	14,07	8,14	5,93	0,762	7,94	2,71	11.91	14,62

4.1.2 Observations

À l'exception du joint C, la relaxation des joints en cours de refroidissement (chute de contrainte X) a été sous-estimée lors des calculs basés sur les essais HOBT. Dans le cas du joint D, cette différence est faible et pourrait être considérée non significative puisque l'erreur sur la mesure de la tension dans les boulons varie de -0,25 MPA à +0,5 MPa (voir l'article A.3.4 à l'appendice A). De plus, les valeurs mesurées (essais RTTC) de Sg_r et de Sg_{lb} sont inférieures aux valeurs calculées (essais HOBT) mais la différence est faible dans le cas des joints C et F. Pour que les valeurs de Sg_r diffèrent, il faut que les courbes de relaxation en chauffage diffèrent aussi. Ceci signifie que la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} d'un joint pourrait également être différente de la valeur mesurée lors des essais HOBT. Rappelons que la température de réserve T_r a été déterminée pour que le rapport Sg_{lb}/Sg_{bo} soit égal ou supérieur au facteur de sécurité choisi de 1,5 (voir l'article 2.3.1). Dans le cas

des essais RTTC, les valeurs de Sg_{lb} sont inférieures aux valeurs calculées mais il est impossible de vérifier si le facteur de sécurité a été respecté puisque Sg_{bo} n'est pas mesurée durant un essai RTTC. Tout ce que l'on peut conclure, c'est que si leur température T_r n'est pas excédée, les joints C, D, E et F peuvent résister à l'éclatement durant un cycle complet de chauffage-refroidissement.

4.1.3 Essai RTTC avec un "joint" entièrement en acier

Un essai additionnel a été réalisé afin de vérifier si la méthode utilisée pour corriger la dérive de la force dans les boulons fonctionne bien. Premièrement, un anneau ayant les mêmes diamètres intérieur et extérieur que les joints d'étanchéité a été découpée dans une feuille d'acier de 0,74 mm d'épaisseur. Ensuite, ce "joint" d'acier a été installé dans le montage à brides avec une contrainte d'assemblage d'environ 7 MPa (=1000 psi)[3]. Enfin, un cycle complet de chauffage-refroidissement a été démarré sans pressuriser le montage. Puisque le "joint" est en acier, son coefficient de dilatation thermique est semblable à celui des brides et des boulons. De plus, aucune relaxation ne devrait être observée étant donné que le joint d'acier ne flue pas à ce niveau de contrainte. Ainsi, la contrainte mesurée en cours de test devrait nécessairement demeurer stable si la dérive des extensomètres est corrigée adéquatement. La figure 4.3 montre que le comportement de la contrainte

[3] Une contrainte inférieure à ce que stipule la méthode RTTC a été utilisée pour ne pas endommager la surface des brides.

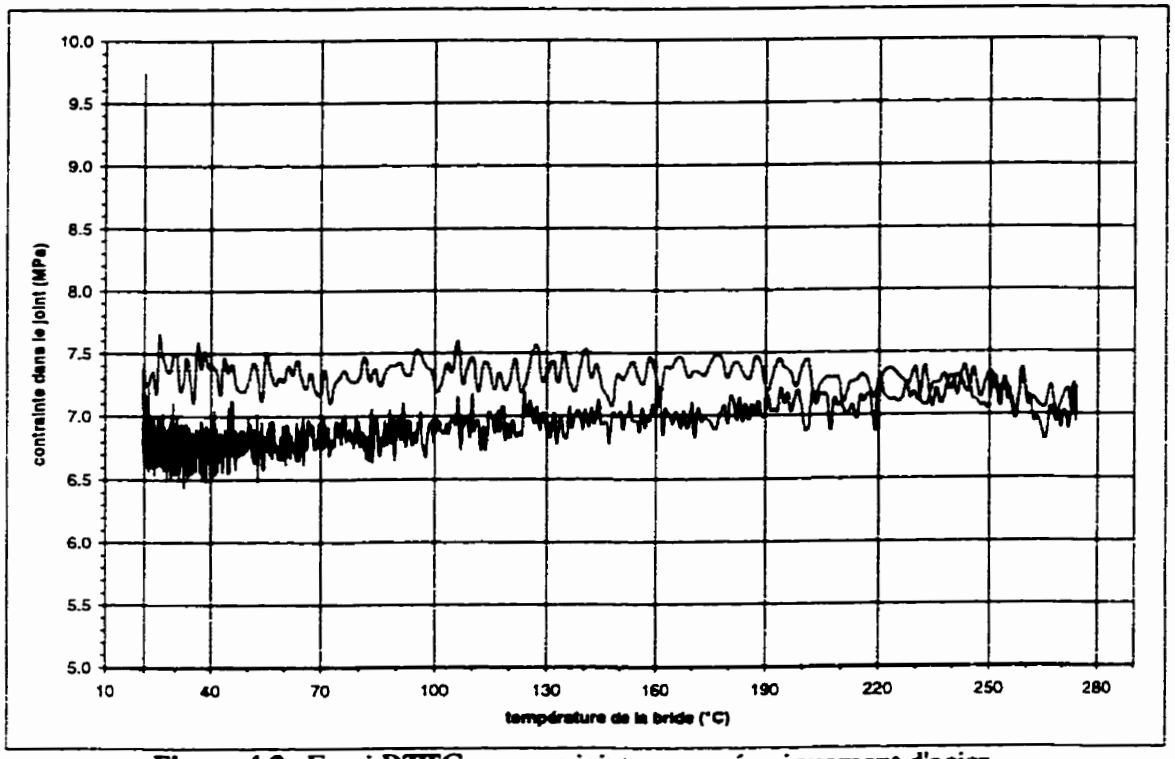


Figure 4.3 Essai RTTC avec un joint composé uniquement d'acier

mesurée au cours d'un tel test se maintient autour de 7 ± 0,5 MPa. Donc, la correction de la dérive de la force dans les boulons fonctionne adéquatement.

4.2 Essais RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement

Les essais préliminaires ont démontré qu'un joint d'étanchéité à base de PTFE peut résister à l'éclatement lors d'un cycle complet de chauffage-refroidissement si sa température de réserve T_r n'est pas excédée. La section 4.2 de ce travail présente les résultats des huit joints (joints A à H) auxquels on a fait subir deux cycles complets de chauffage-refroidissement. Tout comme à la section précédente, le chauffage est limité à la température T_r du joint.

4.2.1 Résultats

Les figures 4.4a à 4.4h illustrent l'évolution de la contrainte des joints A à H en fonction de la température de la bride. Le tableau 4.2 résume les résultats importants des tests effectués sur les huit joints. Dans le tableau, les valeurs X_1 et X_2 représentent la chute de contrainte dans le joint entre le début et la fin du refroidissement pour le premier et le deuxième cycle respectivement. Sg_{r1} et Sg_{r2} sont les contraintes au début du premier et du deuxième refroidissement alors que Sg_{lb1} et Sg_{lb2} sont les contraintes à la fin du premier et du deuxième refroidissement. Sg_a est la contrainte d'assemblage lors du serrage des boulons.

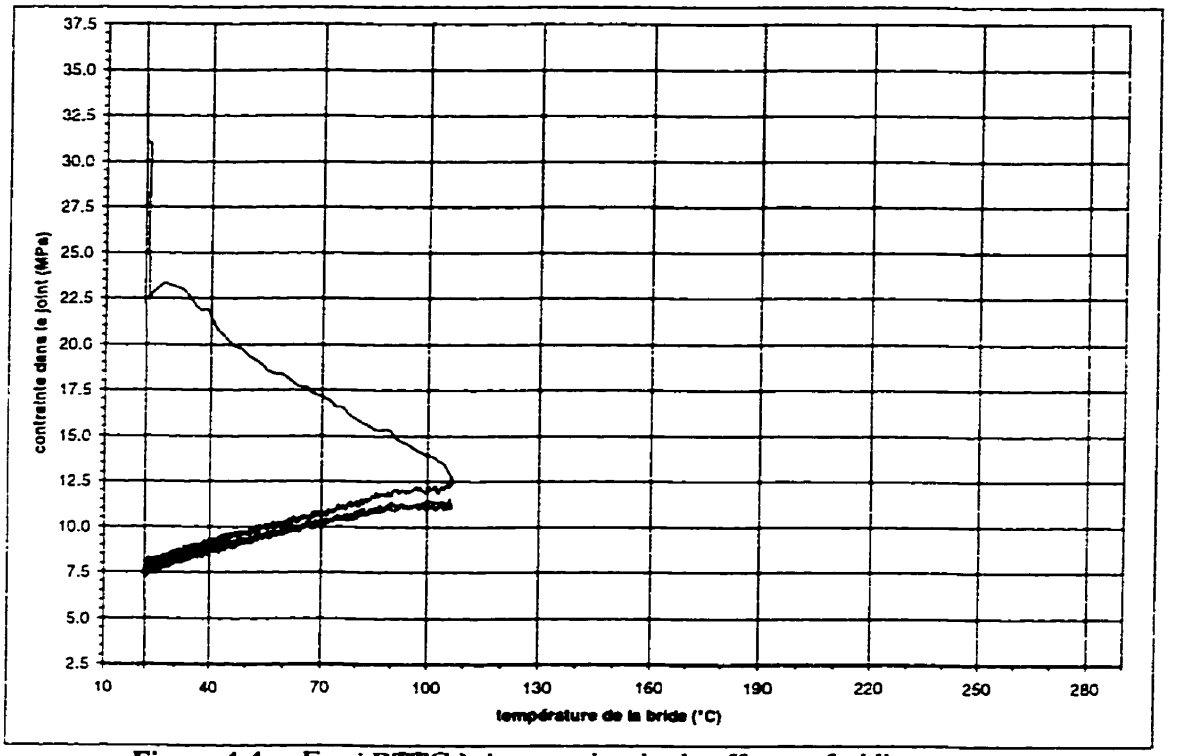


Figure 4.4a Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint A, Garlock 8764 (vierge) 1/8".

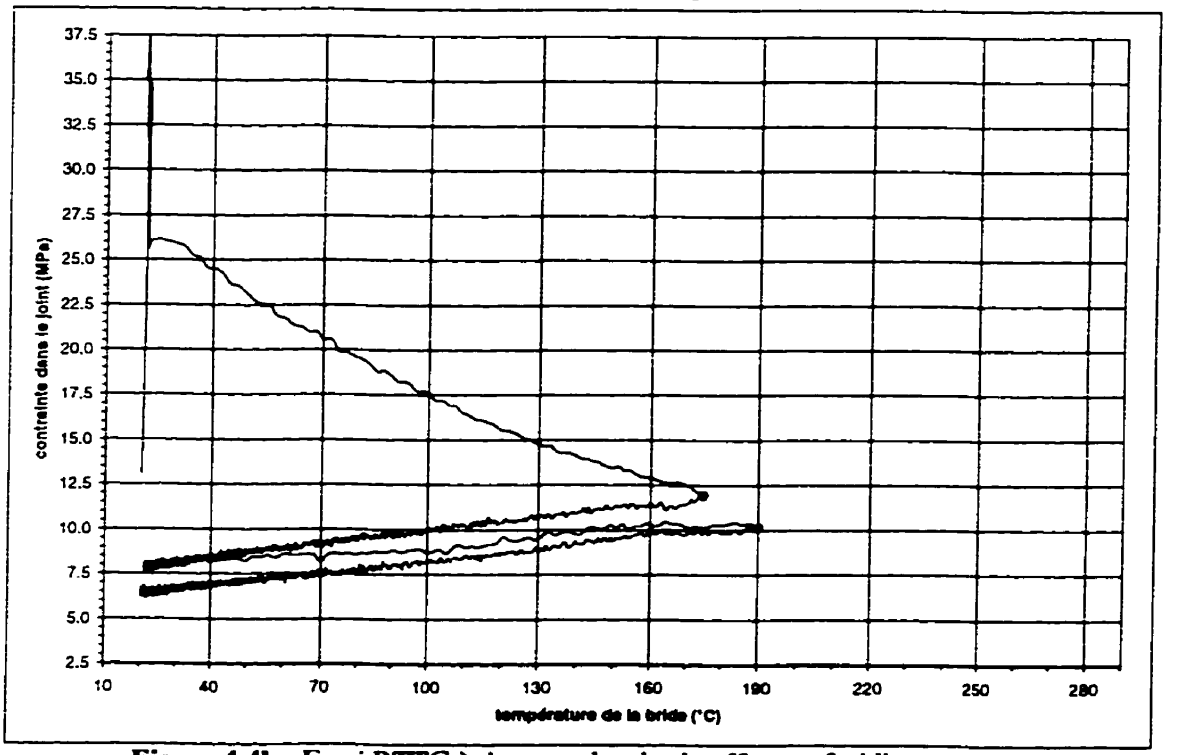


Figure 4.4b Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint B, Durabla Durlon 9000 1/16".

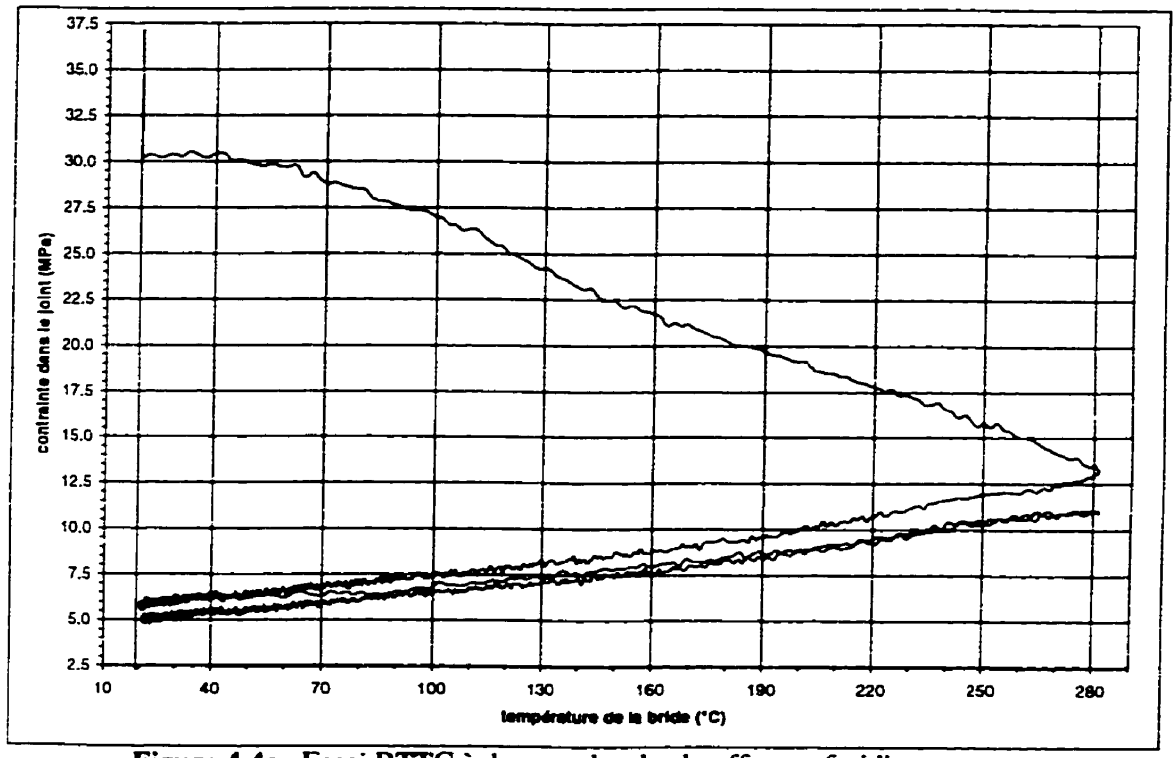


Figure 4.4c Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16".

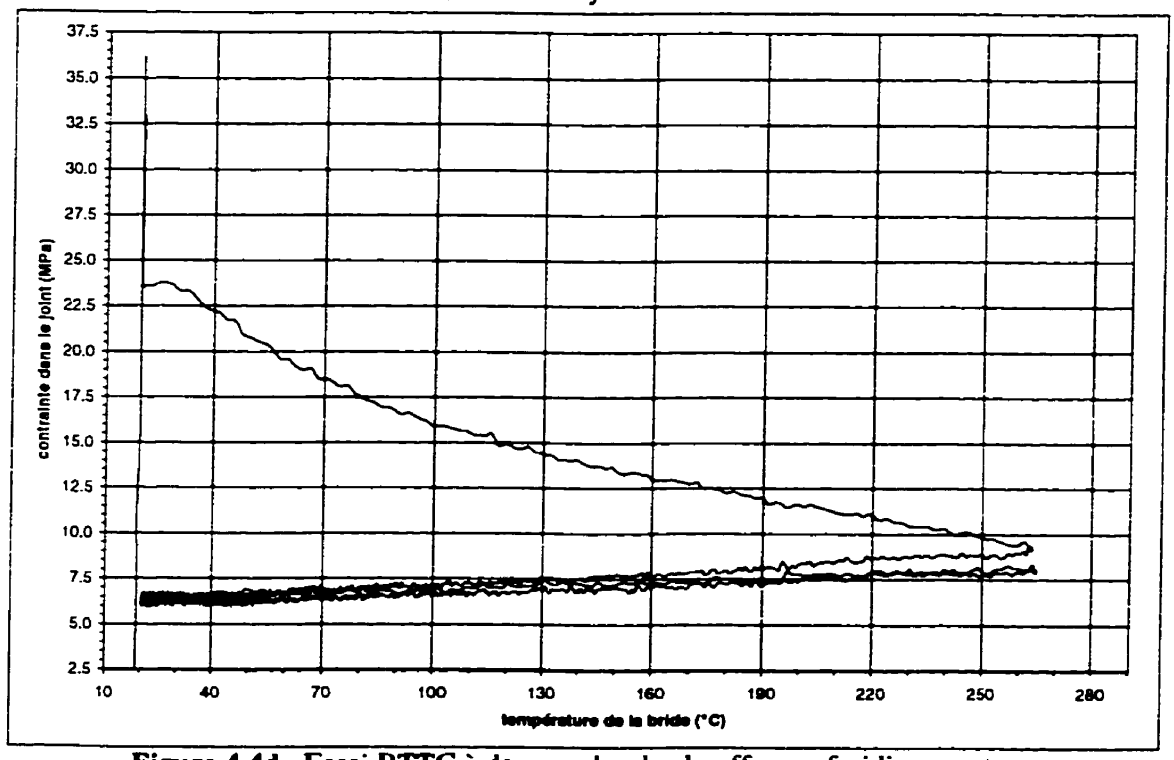


Figure 4.4d Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint D, Inertech Inertex UHF 3/8".

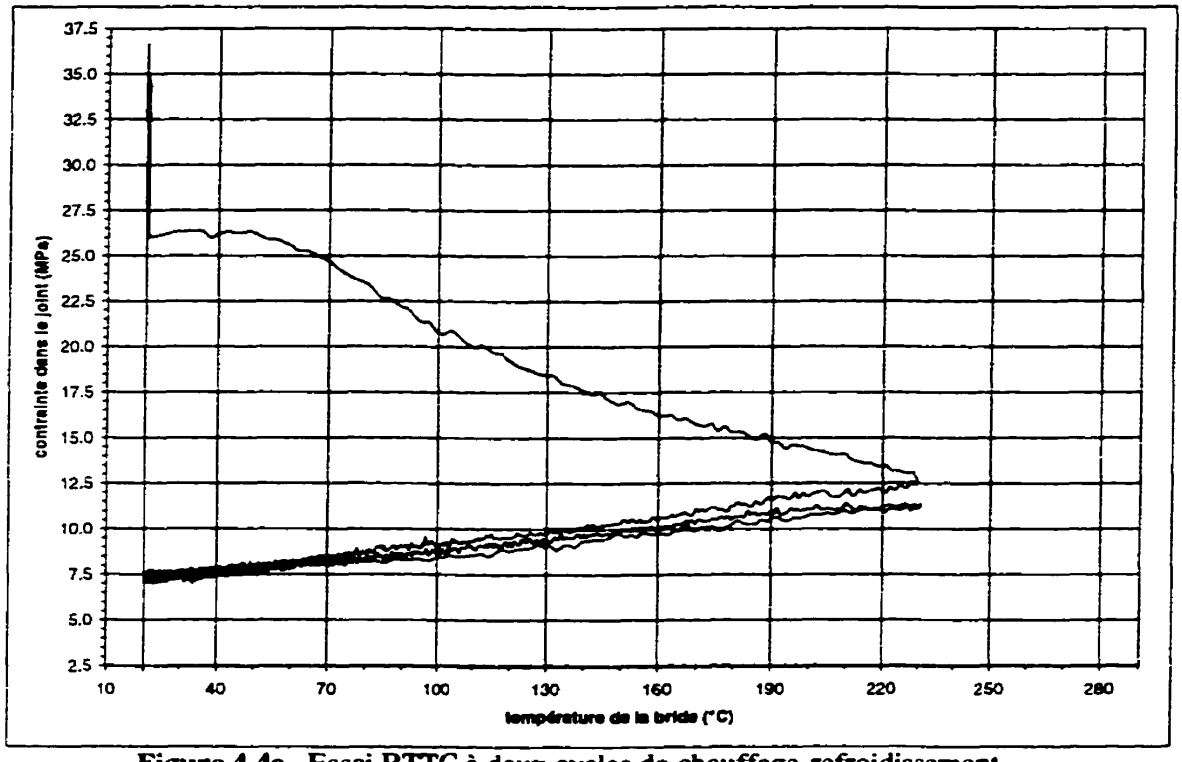


Figure 4.4e Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint E, TBA Sigma 522 1/16".

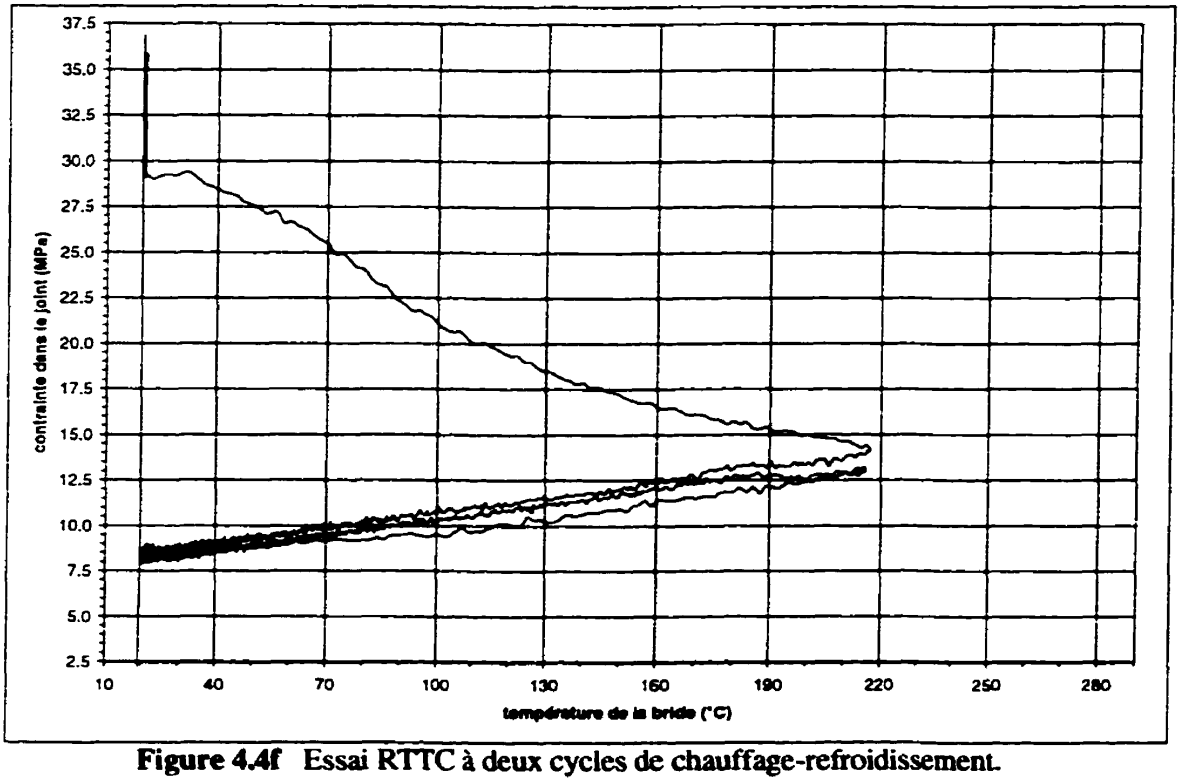


Figure 4.4f Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint F, Gore-Tex GR 1/8".

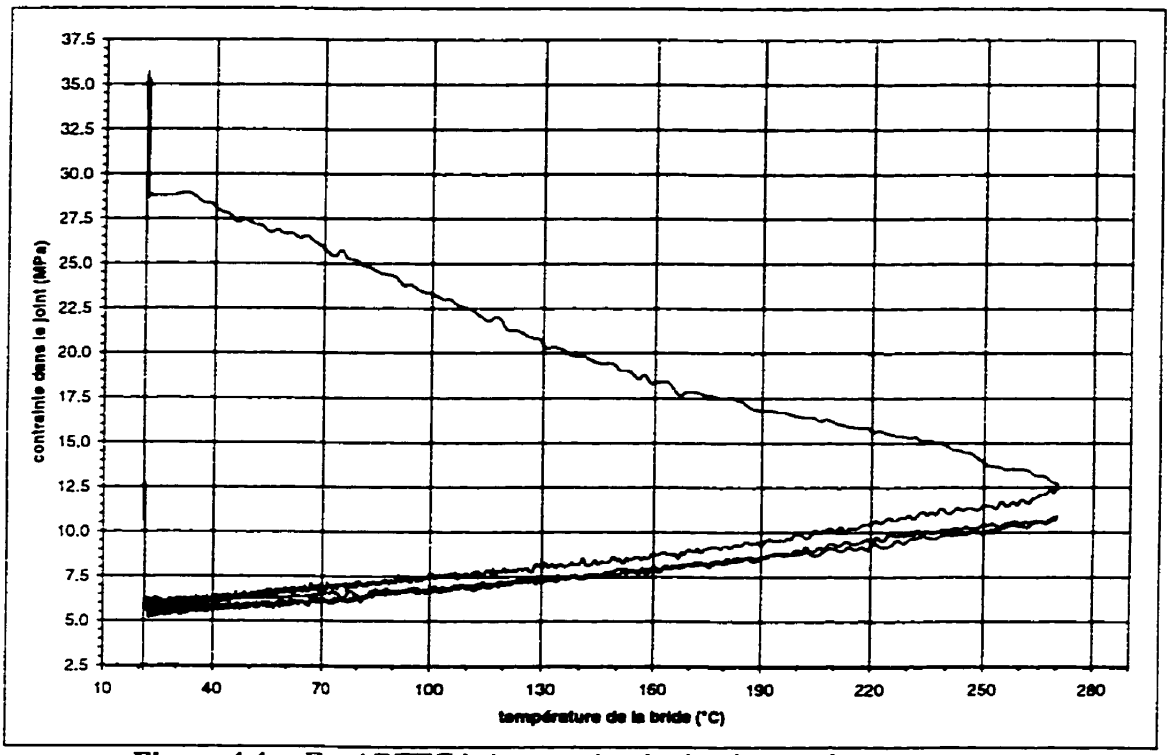


Figure 4.4g Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint G, Gore Tephonic.

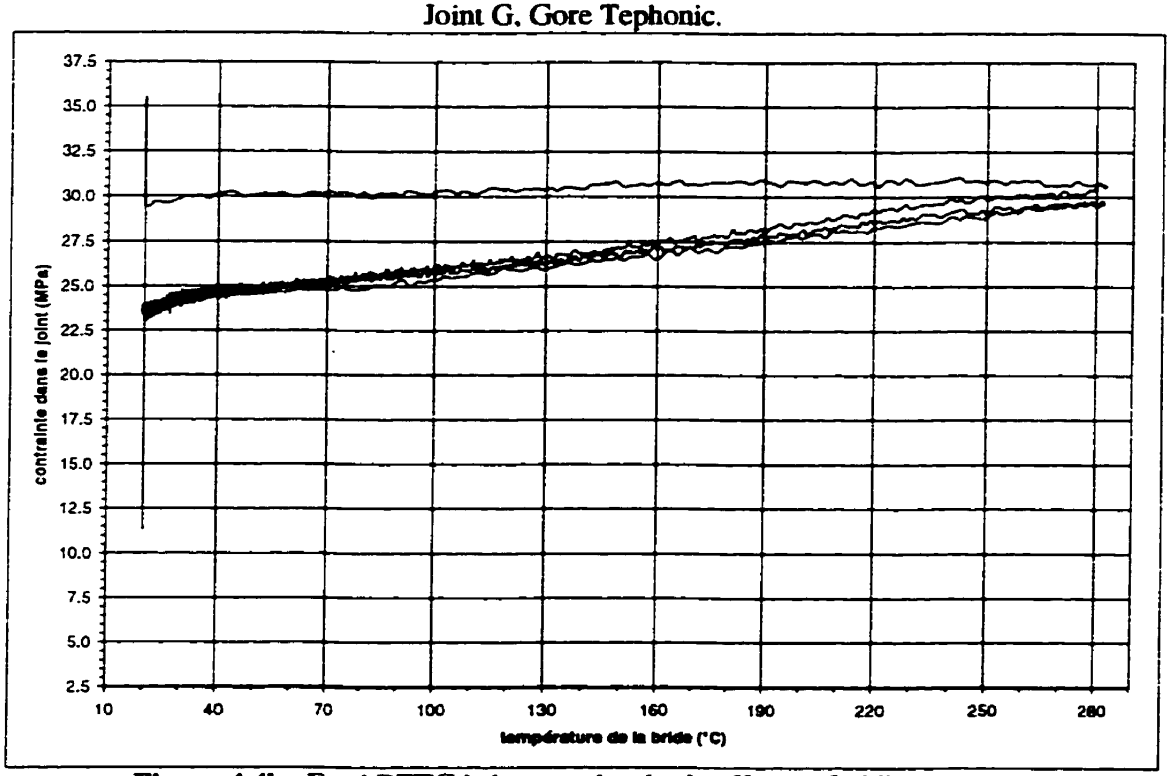


Figure 4.4h Essai RTTC à deux cycles de chauffage-refroidissement.
Joint H, Union-Carbide TG-323 1/16".

Dans le cas des essais HOBT (voir le tableau 4.3), la chute de contrainte X est calculée à l'aide de la figure 2.7 (voir aussi l'équation (4)), de la température T_r et de l'épaisseur du joint au début du refroidissement, Th_{lc}, déterminée lors de tests antérieurs sur la machine UGR [2]. Sg_a est la contrainte d'assemblage lors du serrage des boulons. Finalement, les valeurs de Sg_r et de Sg_{lb} des essais HOBT des joints A à G sont calculées à l'aide des équations (3) et (5) et de la contraintes à l'éclatement Sg_{bo} des joints mesurée lors de ces essais [2]. Rappelons que pour les sept premiers joints du tableau 4.3, la contrainte de réserve Sg_r (contrainte dans le joint à T_r) correspond à la contrainte au début du refroidissement Sg_{cd} (voir les tableaux 2.2 et 2.3). Pour le joint H, Sg_r correspond à Sg_{ub}, la contrainte dans le joint à la température T_{ub} (voir l'article 2.3.1) lors de l'essai HOBT [2]. La chute de contrainte X est obtenue à l'aide de la figure 2.7 et Sg_{lb} est calculée en soustrayant X de Sg_r.

Tableau 4.2 Résultats des essais RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement

Joint	Sg_a (MPa)	Premier cycle			Deuxième cycle		
		Valeurs mesurées		Sg_{r1} - Sg_{lb1}	Valeurs mesurées		Sg_{r2} - Sg_{lb2}
		Sg_{r1} (MPa)	Sg_{lb1} (MPa)	X_1 (MPa)	Sg_{r2} (MPa)	Sg_{lb2} (MPa)	X_2 (MPa)
A	37,40	12,69	8,00	4,69	11,18	7,58	3,60
B	37,26	11,96	7,93	4,03	10,22	6,48	3,74
C	37,16	13,23	5,83	7,40	11,00	5,07	5,93
D	35,85	9,25	6,48	2,77	7,98	6,21	1,77
E	35,09	12,60	7,52	5,08	11,31	7,31	4,00
F	36,84	14,18	8,55	5,63	13,05	8,20	4,85
G	35,81	12,58	6,00	6,58	10,79	5,52	5,27
H	35,56	30,61	23,7	6,91	29,68	23,4	6,28

Tableau 4.3 Résultats des essais HOBT

Joint	Sg_a (MPa)	T_r (°C)	Valeurs mesurées		Valeurs calculées		
			Th_{lc} (mm)	Sg_{bo} (MPa)	X (MPa)	Sg_{lb} (MPa)	Sg_r (MPa)
A	29,48	102	2,413	6,89	3,10	10,34	13,44
B	37,23	186	1,143	6,61	3,19	9,91	13,10
C	39,65	277	1,143	5,72	7,62	8,58	16,20
D	35,16	259	0,381	4,84	2,05	7,26	9,31
E	45,51	224	0,762	8,91	3,18	13,38	16,55
F	35,16	211	0,762	7,94	2,70	11,91	14,62
G	31,37	263	0,508	5,21	2,66	7,82	10,48
H	36,54	277	1,016	9,31	5,07	24,58	29,65

4.2.2 Observations

Les figures 4.5 et 4.6 comparent respectivement les valeurs de la contrainte finale Sg_{lb} et la chute de contrainte en refroidissement X des essais RTTC et des essais HOBT. On remarque dans la figure 4.5 que la contrainte finale après le deuxième cycle de chauffage-refroidissement (Sg_{lb2}) est toujours légèrement inférieure, quoique voisine, à la contrainte finale après le premier cycle (Sg_{lb1}). Les valeurs de X calculées à partir des essais HOBT sont dans la plupart des cas inférieures à celles mesurées lors des essais RTTC. L'effet du refroidissement semble avoir été sous-estimé, ce qui pourrait expliquer en partie que les valeurs de Sg_{lb} calculées à partir des essais HOBT sont supérieures à celles mesurées lors des essais RTTC. Comme pour les essais préliminaires (voir l'article 4.1.2), il est impossible de vérifier si le rapport Sg_{lb}/Sg_{bo} (contrainte finale sur contrainte à l'éclatement) est supérieur ou égal à 1,5. En effet, les tableaux 4.2 et 4.3 montrent que les valeurs de

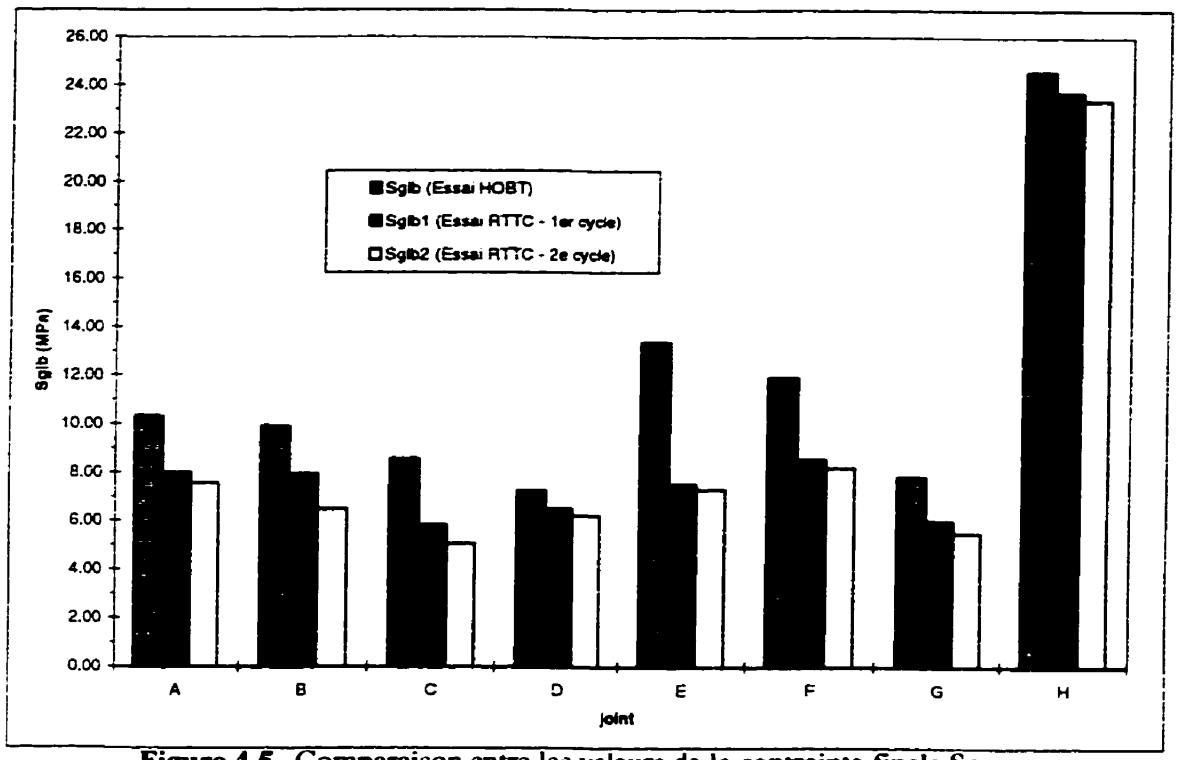


Figure 4.5 Comparaison entre les valeurs de la contrainte finale Sg_{lb} des essais RTTC et des essais HOBT

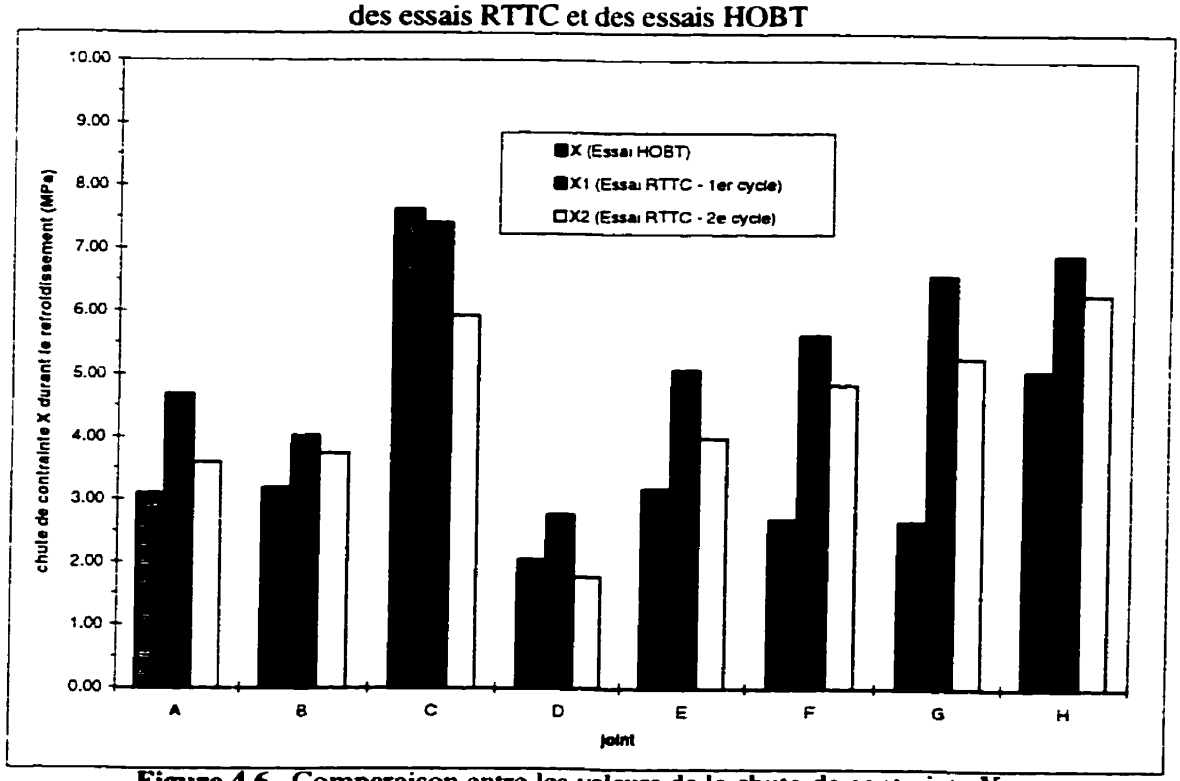


Figure 4.6 Comparaison entre les valeurs de la chute de contrainte X des essais RTTC et des essais HOBT

Sg_r des essais HOBT diffèrent de celles des essais RTTC, ce qui implique que les contraintes à l'éclatement Sg_{bo} pourraient aussi être différentes (les courbes de relaxation sont forcément différentes si la contrainte Sg_r est différente). De plus, la valeur de Sg_r des essais RTTC est inférieure à celle des essais HOBT dans la majorité des cas. Ceci pourrait être une explication additionnelle de la différence entre les valeurs de Sg_{lbt} (essais RTTC) et de Sg_{lb} (essais HOBT). Tout ce que l'on peut conclure, c'est que si leur température T_r n'est pas excédée, les joints A à H peuvent résister à l'éclatement durant *deux cycles complets* de chauffage-refroidissement.

Les figures 4.4a à 4.4h montrent que les courbes de chauffage et de refroidissement sont pratiquement les mêmes durant le deuxième cycle de chauffage-refroidissement. Par contre, la courbe de refroidissement du premier cycle diffère des courbes du deuxième cycle. Ceci indique qu'il n'y a probablement pas de fluage additionnel du joint après le premier cycle. Cependant, si la chute de contrainte durant le premier refroidissement (X_1) est supérieure à celle du deuxième refroidissement (X_2), ceci indique que le joint subit probablement un fluage supplémentaire durant le premier refroidissement.

4.2.3 Fluage du joint durant le premier refroidissement

Il est possible de quantifier l'ampleur de ce fluage en utilisant l'équation (4). Quelque soit le cycle de chauffage-refroidissement, certaines valeurs telles que la différence de coefficient de dilatation thermique entre l'acier et le PTFE (α_{fg}), la surface du joint (A_g), la

rigidité de l'assemblage à brides boulonnées (k_f) et la variation de température (ΔT) ne changent pas durant un même essai RTTC. Soient X_1 et X_2, les chutes de contrainte durant le premier et le deuxième refroidissements, nous pouvons formuler l'équation suivante en éliminant les termes constants:

$$\frac{X_1 - X_2}{X_1} = \frac{Th_{lc1} - Th_{lc2}}{Th_{lc1}} \tag{7}$$

Ou encore:

$$\frac{X_2}{X_1} = \frac{Th_{lc2}}{Th_{lc1}} \tag{8}$$

Le terme à la droite du signe d'égalité représente la diminution relative de l'épaisseur du joint causée par le fluage durant le premier refroidissement. Ceci est vrai seulement si le joint ne subit pas de fluage durant le deuxième cycle de chauffage-refroidissement. Or, c'est ce qui a été observé durant les essais RTTC (voir l'article précédent). Nous pouvons donc évaluer l'ampleur du fluage en se basant sur les chutes de contrainte durant les deux refroidissement (voir le tableau 4.4).

Tableau 4.4 Diminution de l'épaisseur du joint causée par le fluage durant le premier refroidissement

Joint	X_1 (MPa)	X_2 (MPa)	$100 \times (Th_{lc1}-Th_{lc2}) / Th_{lc1}$ (%)
A	4,69	3,60	23
B	4,03	3,74	7
C	7,40	5,93	20
D	2,77	1,77	36
E	5,08	4,00	21
F	5,63	4,85	14
G	6,58	5,27	20
H	6,91	6,28	9

Mais comment peut-il y avoir du fluage si la contrainte sur le joint diminue durant le refroidissement? Rappelons que la contrainte sur le joint est évaluée à l'aide de la tension dans les boulons et que nous ne connaissons pas la distribution de la contrainte dans le joint. En effet, lors du serrage des boulons, il y a rotation des brides (voir la figure 1.2), de sorte que le joint se trouve à être davantage comprimé à son diamètre externe qu'à son diamètre interne. Durant le refroidissement, la tension dans les boulons se relâche, ce qui fait diminuer progressivement la rotation des brides. Donc, la contrainte sur le joint à son diamètre externe diminue et la contrainte à son diamètre interne augmente progressivement. Le joint subit donc une surcharge à son diamètre interne lors du premier refroidissement, ce qui occasionne un fluage supplémentaire. Par la suite, les autres cycles de chauffage-refroidissement auront peu d'effet sur le diamètre interne du joint qui aura déjà subit la surcharge lors du premier refroidissement. C'est une hypothèse qui serait intéressante à vérifier lors d'une future étude. Toutefois, ce phénomène pourrait expliquer pourquoi la chute de contrainte X, calculée à l'aide de l'équation (4), est inférieure à celle

qui a été mesurée au cours des essais RTTC (à l'exception du joint C) si on admet que le coefficient de dilatation thermique des joints a été évalué correctement (voir l'article 2.3.2). Il pourrait également y avoir une autre explication. Il est possible que le joint continue à fluer au début du refroidissement alors que la charge reste élevée et que la température est haute. Cependant, ce phénomène ne semble pas apparent durant le deuxième cycle.

4.2.4 Variation de la contrainte d'assemblage Sg_a

Les tableaux 4.2 et 4.3 montrent qu'il y a une différence entre la contrainte d'assemblage Sg_a appliquée lors des essais RTTC et celle des essais HOBT. L'écart varie plus ou moins pour chaque joint testé. Dans le cas des joints A, C et E lors des essais HOBT, cette contrainte est même en dehors des limites prescrites par la méthode (Sg_a doit être égale à 34,5 ± 3,5 MPa). Cette variation aurait-elle un impact sur les résultats? La figure 4.7 illustre le phénomène. En abscisse, on retrouve l'écart entre la contrainte d'assemblage des essais RTTC et celle des essais HOBT. Une valeur négative signifie que la contrainte Sg_a était plus élevée durant l'essai HOBT que durant l'essai RTTC pour le même joint. En ordonnée, on retrouve l'écart en pourcentage de trois mesures, soient Sg_r, Sg_{lb} et X[4]. De la même façon, une valeur négative signifie qu'une contrainte (ou chute de contrainte) calculée à partir de l'essai HOBT est supérieure à celle qui a été mesurée durant l'essai

[4] Pour l'essai RTTC, seulement le premier cycle est considéré.

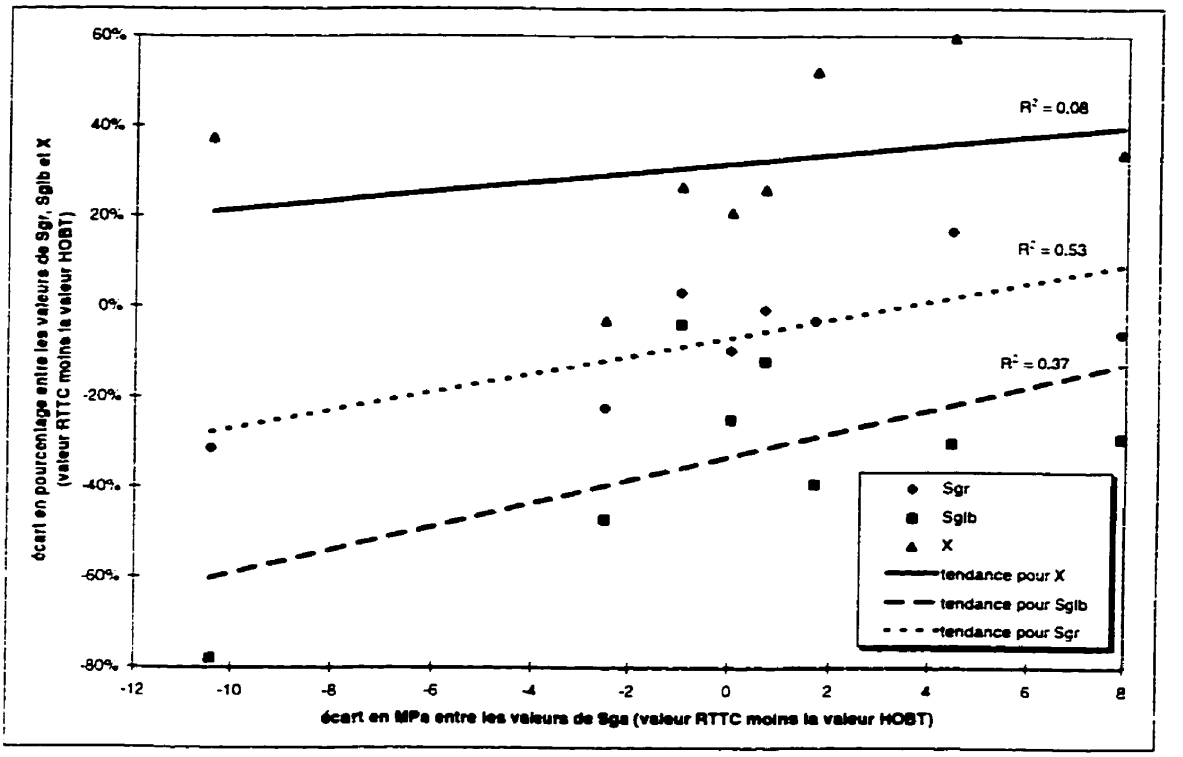


Figure 4.7 Influence de la contrainte d'assemblage Sg_a sur la valeurs de Sg_r, Sg_{lb} et X (comparaison entre les valeurs RTTC et HOBT)

RTTC pour le même joint. La figure 4.7 montre qu'il semble effectivement y avoir une relation entre la variation de Sg_a et la variation de Sg_r et Sg_{lb}. Cependant, les coefficients de corrélation de chacune de ces deux droites (régressions) est faible, ce qui nous empêche de conclure avec certitude sur la tendance des résultats. Dans le cas de X, le coefficient de corrélation est si bas ($R^2 = 0{,}08$) que l'on peut conclure qu'il n'y a pas de relation entre Sg_a et X. L'idéal aurait été de reprendre les essais de manière à ce que les contraintes Sg_a soient le plus possible identiques[5].

4.2.5 Résistance à l'éclatement des joints à base de PTFE

Les résultats des essais RTTC montrent que tous les joints chauffés à la température de réserve T_r ont résisté à l'éclatement même si la contrainte finale Sg_{lb} après refroidissement est inférieure à la valeur calculée à partir des essais HOBT. De plus, cette contrainte est inférieure à la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} mesurée lors des essais HOBT dans le cas des joints B, C et E (voir les tableaux 4.2 et 4.3). Ceci est fort probablement dû au fait que la résistance en tension du PTFE varie en fonction de la température. En effet, le PTFE est un polymère semi-cristallin, ce qui signifie que sa structure moléculaire est composée de cristaux dispersés dans une phase amorphe. Puisque que les propriétés d'un polymère amorphe varient en fonction de la température [5], un joint de PTFE devrait exhiber un comportement semblable à celui montré à la figure 4.8. Ainsi, lorsqu'un tel joint se trouve

[5] Les essais n'ont pas été repris à cause des contraintes de temps.

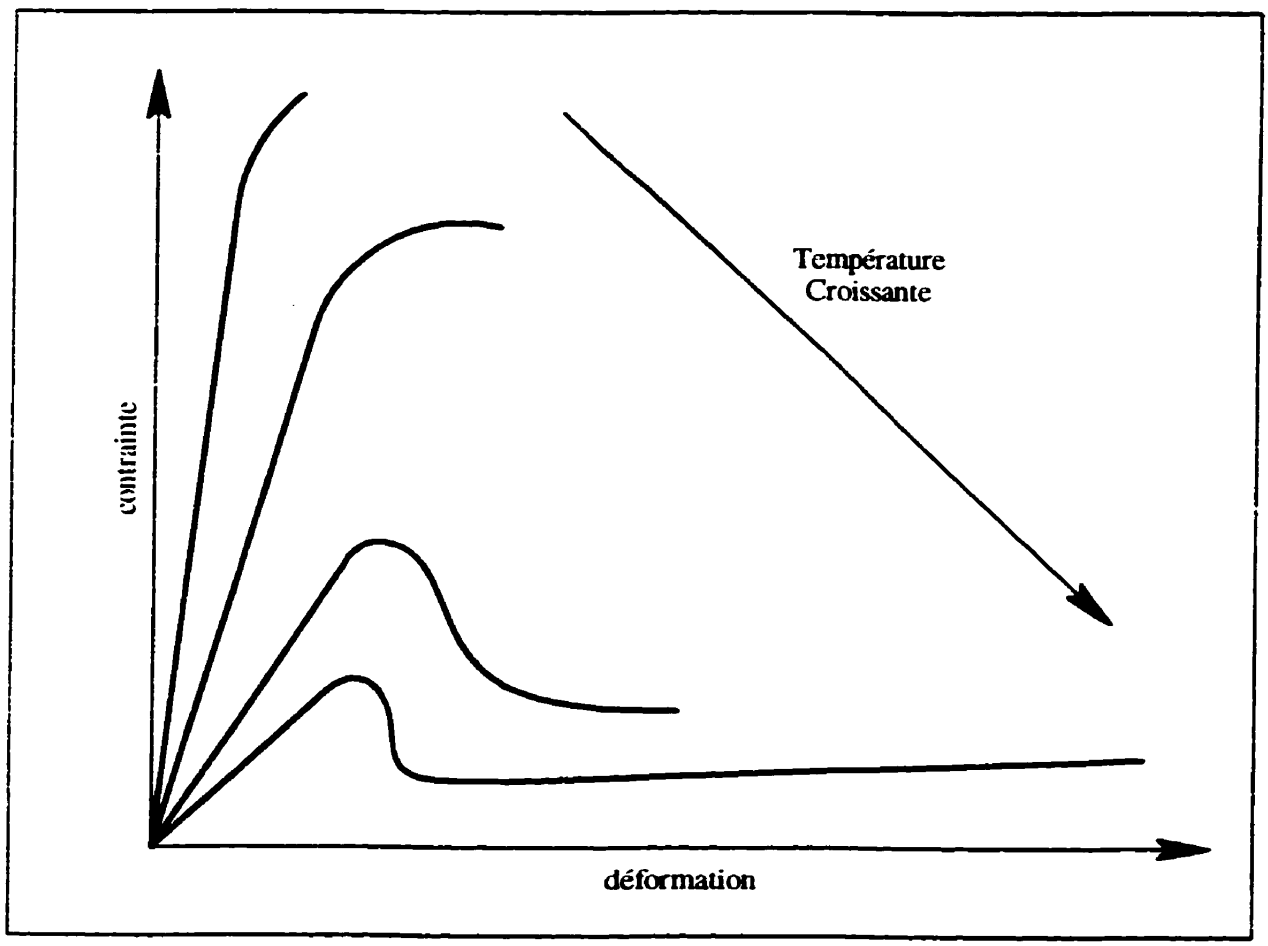


Figure 4.8 Comportement d'un polymère amorphe en fonction de la température

à la température ambiante, sa résistance mécanique est supérieure à celle qu'il a à sa température à l'éclatement T_{bo}, ce qui pourrait expliquer la résistance accrue à l'éclatement que semble démontrer les essais RTTC.

4.2.6 Approximation de l'épaisseur du joint

Les données d'épaisseur de joint (Th_{lc}) utilisées dans l'équation (4) pour le calcul de la relaxation "X" lors du refroidissement du joint proviennent de tests HOBT faits sur la machine d'essais UGR [2]. De plus, la diminution de l'épaisseur du joint au point Q_{cd}, qui a servi à estimer Th_{lc}, a été approximée à 2/3 ou à 1/3 selon que le joint appartienne à la famille F1 et F2 ou à la famille F3 respectivement (voir l'article 2.3.2). Or il a été mentionné que le montage à brides, contrairement à la machine UGR, ne permet pas de mesurer l'épaisseur en cours de test. Ceci aurait permis, dans un premier temps, de vérifier si les épaisseurs Th_{lc} avaient été estimées correctement à partir des essais HOBT. Dans un deuxième temps, la connaissance de l'épaisseur réelle des joints en cours de test aurait permis de mesurer le coefficient de dilatation thermique de chaque joint et de le comparer avec l'approximation qui a servie à déterminer les température T_r des joints. Les données des essais RTTC sont insuffisantes pour quantifier le coefficient de dilatation thermique réel des joints. Par contre, si on admet que ce coefficient a été estimé correctement, il devient possible d'évaluer l'épaisseur du joint durant le premier et le deuxième refroidissements des essais RTTC et d'en comparer la valeur avec celle qui a été estimée à partir des essais HOBT.

En admettant qu'il ne se produise aucun fluage durant le deuxième cycle d'un essai RTTC (voir l'article 4.2.2), nous pouvons calculer l'épaisseur du joint durant le deuxième refroidissement (Th_{lc2}) à l'aide de la chute de contrainte durant le même refroidissement (X_2) et l'équation (4). La différence de coefficient de dilatation α_{fg} entre l'acier et le PTFE est évaluée de la même façon qu'à l'article 2.3.2 (voir les figures 2.6 et 2.7). La surface du joint A_g demeure 6461 mm^2 et la rigidité k_f du montage demeure 771 MN/m. Une fois l'épaisseur Th_{lc2} calculée, nous pouvons utiliser l'équation (8) et la chute de contrainte durant le premier refroidissement (X_1) pour déterminer l'épaisseur du joint au début du premier refroidissement (Th_{lc1}). Le tableau 4.5 résume les valeurs calculées et estime l'erreur entre l'épaisseur au début du premier refroidissement approximée à partir des essais HOBT (Th_{lc}) et celle qui a été déterminée à partir des essais RTTC (Th_{lc1}).

Tableau 4.5 Évaluation de l'erreur sur l'approximation de l'épaisseur du joint au début du premier refroidissement à partir des essais HOBT

Joint	X_2 (MPa)	T_r (°C)	T_r (K)	α_{fg} (µm/m·K)	Th_{lc2} (mm)	X_1 (MPa)	Th_{lc1} (mm)	Th_{lc} (HOBT) (mm)	Erreur (%)
A	3,60	102	375	137	2,936	4,69	**3,825**	2,413	37
B	3,74	186	459	153	1,288	4,03	1,388	1,143	18
C	5,93	277	550	187	1,063	7,40	1,326	1,143	14
D	1,77	259	532	167	0,383	2,77	0,599	0,381	36
E	4,00	224	497	157	1,084	5,08	1,376	0,762	45
F	4,85	211	484	156	1,416	5,63	1,644	0,762	54
G	5,27	263	536	168	1,114	6,58	1,391	0,508	63
H	6,28	277	550	187	1,126	6,91	1,239	1,016	18

Il y a une aberration dans ce tableau. En effet, l'épaisseur Th_{lc1} calculée du joint A est supérieure à son épaisseur initiale non compressée, qui est de 3,175 mm (1/8 de pouce).

Ceci pourrait bien indiquer que le coefficient de dilatation thermique du joint aurait été évalué à la hausse. Malgré cette possibilité, le tableau 4.5 montre que l'épaisseur Th_{lc} semble avoir été sous-estimée lors des calculs faits à partir des essais HOBT et que l'erreur varie en fonction du type de joint. L'idéal serait de trouver une manière de mesurer directement le coefficient de dilatation de chaque type de joints pour toutes les variations de température entre T_r et la température ambiante (ce qui n'a pas été réalisé dans le cadre de ce travail). La sous-estimation de la valeur X est peut-être causée par une mauvaise évaluation du coefficient de dilatation du joint, spécialement pour les joints G et H qui contiennent beaucoup de matériau autre que le PTFE.

4.3 Vérification des tendances

4.3.1 Essais RTTC comportant trois cycles de chauffage-refroidissement et plus

Ces tests comportent trois ou quatre cycles complets de chauffage-refroidissement suivant la procédure décrite à l'article 3.1.2. Ils permettent de vérifier si la contrainte Sg_{lb} à la fin de chaque refroidissement diminue d'un cycle à l'autre ou si elle finit par se stabiliser.

Le type de joint testé est le Garlock Gylon 3500 1/16" (joint C). Trois raisons justifient le choix de ce joint. Premièrement, sa construction est représentative de la plupart des joint testés (voir la section 1.6). Deuxièmement, la différence entre les deux contraintes finales Sg_{lb1} et Sg_{lb2} est plus élevée dans le cas du joint C (voir la figure 4.4c et le tableau 4.2).

Troisièmement, la température T_r est relativement élevée lorsque comparée aux autres joints. Le refroidissement aura donc un effet plus important sur la chute de contrainte X. Même si sa température T_r est aussi élevée, le joint H n'a pas été choisi car la différence entre ses contraintes Sg_{lb1} et Sg_{lb2} est faible lorsque comparée au joint C (voir la figure 4.4h). Dans le cas du joint B (voir la figure 4.4b), la différence entre Sg_{lb1} et Sg_{lb2} est élevée suite à une erreur de manipulation durant l'essai RTTC. En effet, le premier chauffage a été arrêté prématurément[6]. Si le joint avait été chauffé jusqu'à sa température T_r comme il se doit, la contrainte se serait relaxée davantage et le refroidissement aurait eu un effet moins important étant donné que l'épaisseur du joint aurait été moindre. Ainsi, la valeur de Sg_{lb1} se serait rapprochée de celle de Sg_{lb2}.

Les figures 4.9 et 4.10 représentent respectivement les essais RTTC du joint C à trois et à quatre cycles de chauffage-refroidissement. Le tableau 4.6 résume les résultats importants de ces essais. Pour fins de comparaison, les résultats du test RTTC à deux cycle du joint C ont été inclus dans le tableau.

---

[6] Toutefois, l'essai n'a pas été repris car il démontre un phénomène intéressant qui sera étudié à l'article suivant.

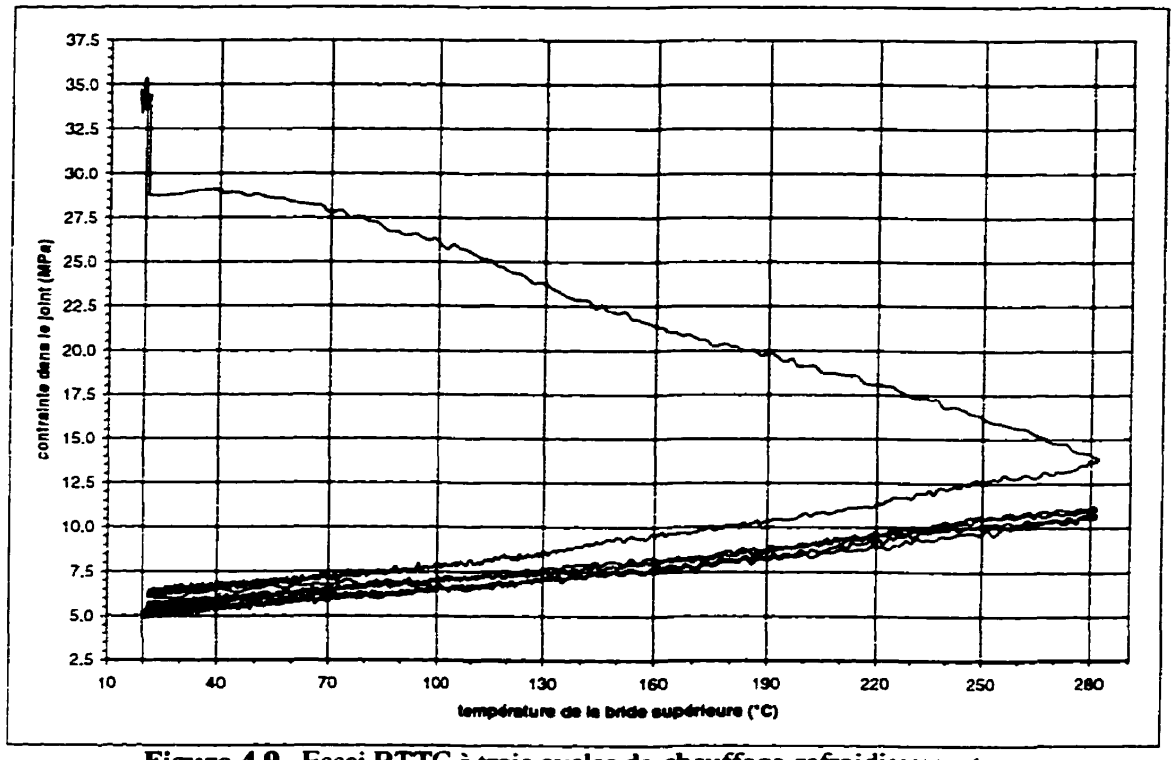


Figure 4.9 Essai RTTC à trois cycles de chauffage-refroidissement.
Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16".

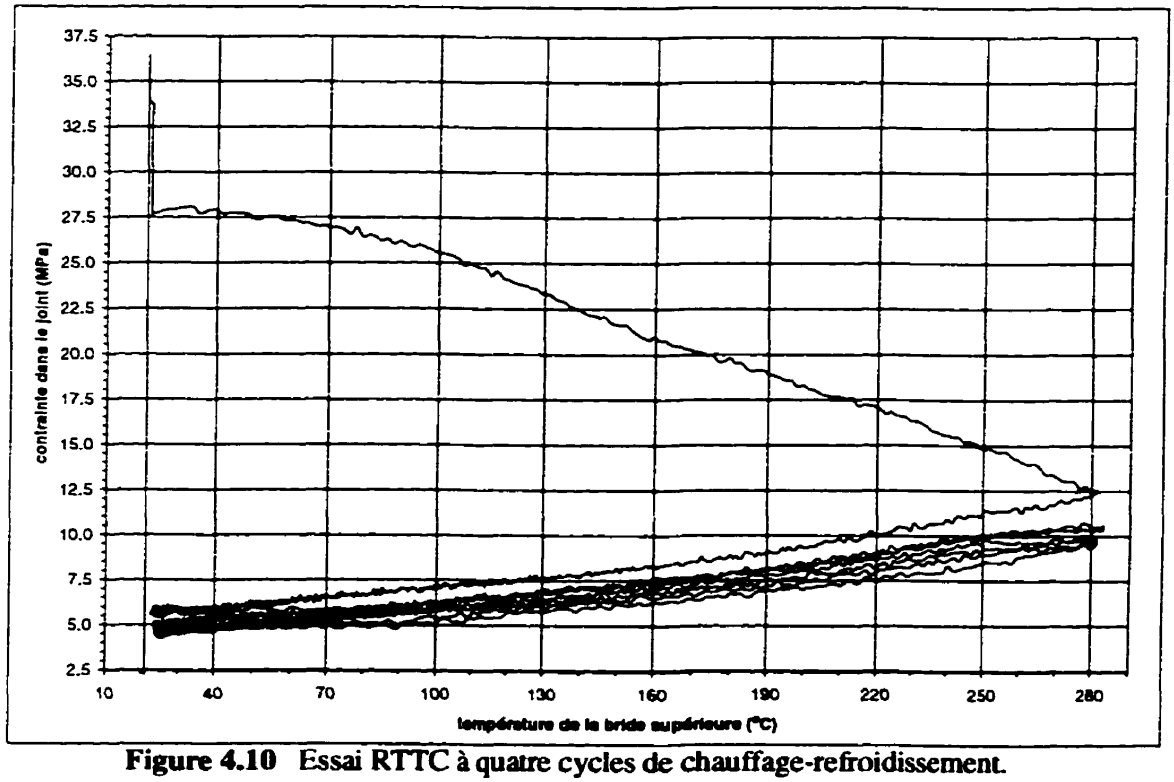


Figure 4.10 Essai RTTC à quatre cycles de chauffage-refroidissement.
Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16".

Tableau 4.6 Résultats des essais RTTC comportant deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

Nombre total de cycles de chauffage-refroidissement durant l'essai RTTC	cycle	Sg_r (MPa)	Sg_{lb} (MPa)	X (MPa)
2	1er	13,23	5,83	7,40
	2e	11,00	5,07	5,93
3	1er	13,80	6,23	7,57
	2e	11,06	5,56	5,50
	3e	10,57	5,09	5,48
4	1er	12,44	5,76	6,68
	2e	10,48	4,94	5,54
	3e	9,85	4,60	5,25
	4e	9,55	4,50	5,05

Les figures 4.11 à 4.13 montrent comment les valeurs de Sg_r, Sg_{lb} et X évoluent d'un cycle à l'autre. On remarque que ces valeurs chutent davantage entre le premier cycle et le deuxième cycle. Lors des cycles subséquents, ces valeurs semblent avoir tendance à se stabiliser. La rotation des brides serait encore une explication plausible au fluage additionnel subi principalement durant le premier refroidissement (voir l'article 4.2.3). La diminution de la rotation des brides durant le refroidissement cause un fluage additionnel au diamètre interne du joint, ce qui cause la "relaxation additionnelle" de la force dans les boulons. Les cycles subséquents causeraient peu de relaxation additionnelle, comme le montrent les figures 4.11 à 4.13. Le tableau 4.7 quantifie la chute de la contrainte Sg_{lb} entre les cycles. Si on définit ΔSg_{lb} comme la différence entre la contrainte à la fin du premier refroidissement et la contrainte à la fin du dernier refroidissement, la différence entre Sg_{lb1} et Sg_{lb2} représente plus de la moitié de la chute de contrainte totale ΔSg_{lb} (59% pour l'essai à trois cycles et 65% pour l'essai à quatre cycles). Pour les cycles subséquents, la différence devient rapidement peu importante (8% entre le troisième et le

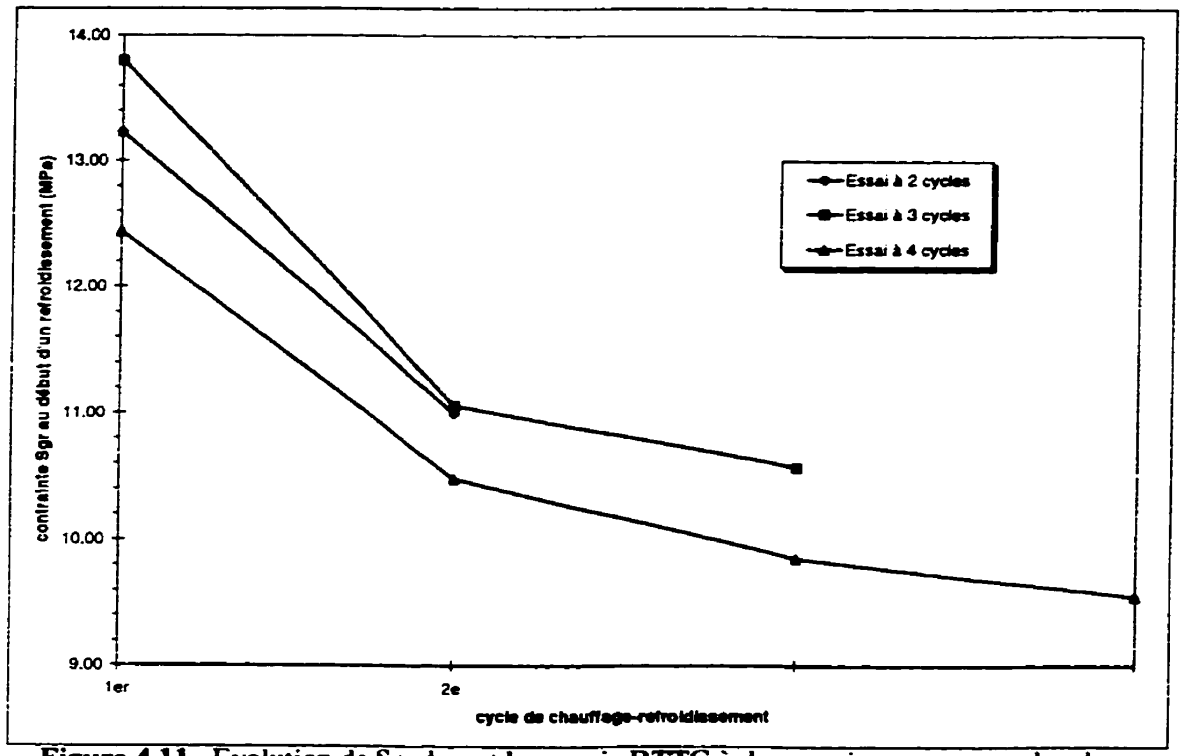


Figure 4.11 Evolution de Sg_r durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

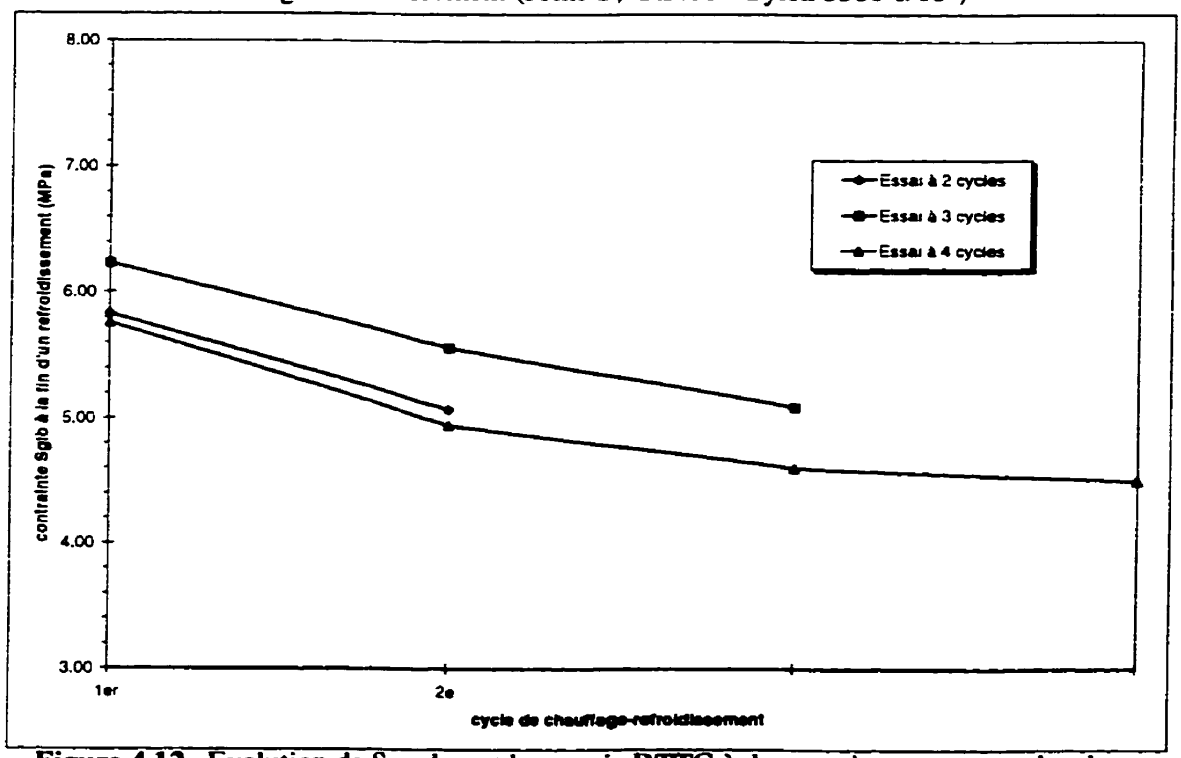


Figure 4.12 Evolution de Sg_{fb} durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

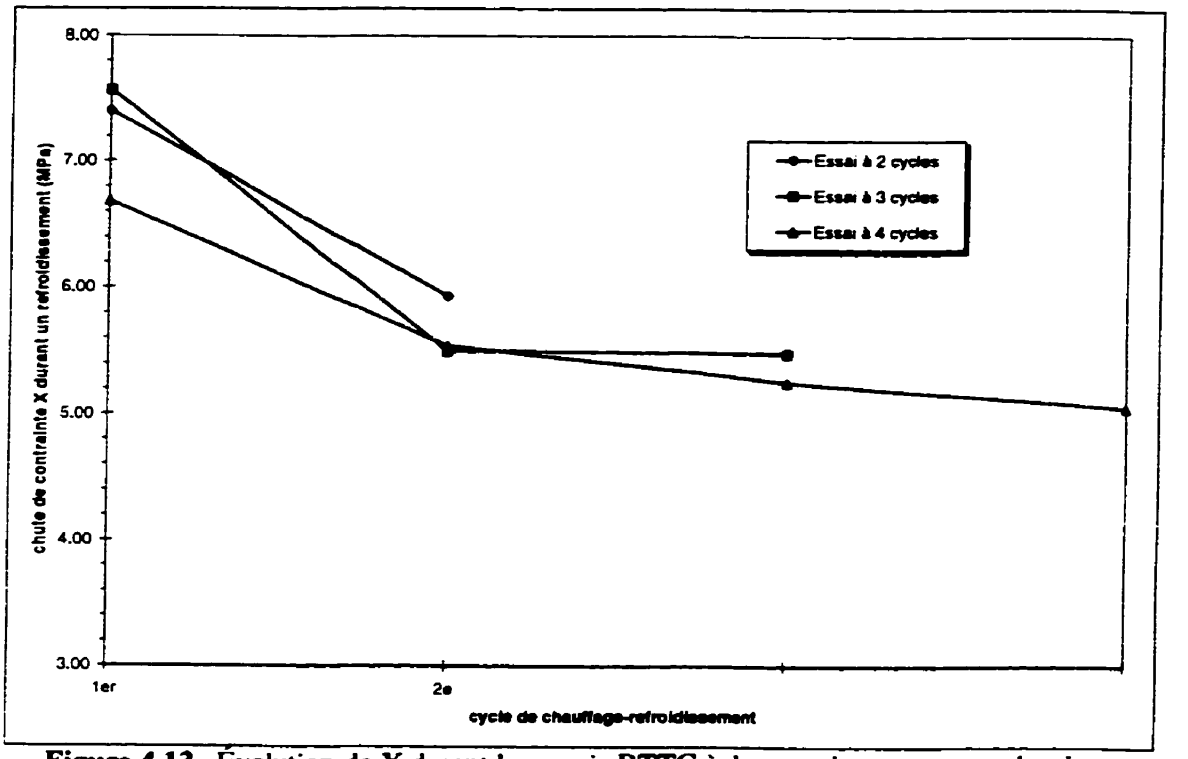


Figure 4.13 Évolution de X durant les essais RTTC à deux, trois et quatre cycles de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

quatrième cycle). C'est durant le premier refroidissement que la rotation des brides diminuera le plus puisque le diamètre interne du joint n'a pas encore été compressé. Le joint prendra moins d'expansion durant le chauffage suivant puisque son épaisseur au diamètre interne a diminué dû au fluage additionnel subi durant le premier refroidissement. Donc, la rotation des brides à la fin du deuxième chauffage sera moins importante qu'à la fin du premier chauffage. Lors du deuxième refroidissement, puisque la rotation des brides n'est pas aussi importante que lors du premier cycle, le joint subira un fluage additionnel à son diamètre interne moins important que lors du premier refroidissement. Lors du troisième et du quatrième cycle, la rotation des bride variera de moins en moins. Ce mécanisme cyclique de fluage additionnel se poursuit donc en décroissant d'un cycle à l'autre. Il est donc logique de croire que le phénomène d'un fluage additionnel s'estompe après quelques cycles, ce qui expliquerait la capacité des joints de PTFE à résister à une multitude de cycles de chauffage-refroidissement dans la pratique.

Tableau 4.7 Différence entre les contraintes Sg_{lb} de chaque cycle de chauffage-refroidissement (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

Nombre total de cycles de chauffage-refroidissement durant l'essai RTTC	**Différence entre...**	**Valeur** (MPa)	**Fraction de ΔSg_{lb}** (%)
3	Sg_{lb1} et Sg_{lb3} (ΔSg_{lb})	1,14	100
	Sg_{lb1} et Sg_{lb2}	0,67	59
	Sg_{lb2} et Sg_{lb3}	0,47	41
4	Sg_{lb1} et Sg_{lb4} (ΔSg_{lb})	1,26	100
	Sg_{lb1} et Sg_{lb2}	0,82	65
	Sg_{lb2} et Sg_{lb3}	0,34	27
	Sg_{lb3} et Sg_{lb4}	0,10	8

4.3.2 Test RTTC graduel

À l'article précédent, il a été mentionné que le joint B (Durabla Durlon 9000 1/16") a subi lors de son essai RTTC deux cycles de chauffage-refroidissement dont les températures d'arrêt de chauffage diffèrent d'environ 15°C (voir la figure 4.4b). L'hypothèse a été émise que cette variation de la température d'arrêt de chauffage est responsable de la différence plus élevée dans le cas du joint B entre les deux contraintes Sg_{lb1} et Sg_{lb2} à la fin des refroidissements (une différence de 1,45 MPa d'après les valeurs du tableau 4.2). La différence entre Sg_{lb1} et Sg_{lb2} ne varie que de 0,21 MPa à 0,76 MPa dans le cas des autres joints (d'après les valeurs du tableau 4.2). Le test suivant vérifie comment la contrainte se comporte lorsque la température d'arrêt du chauffage est différente d'un cycle à l'autre. Par exemple, que se passe-t-il lorsque le joint est chauffé lors du deuxième cycle à une température supérieure à celle du premier cycle? De même, que se passe-t-il lorsque la température d'un troisième cycle est supérieure à celle du deuxième? Pour répondre à ces questions, un test RTTC spécial a été réalisé. Le joint testé est le Garlock Gylon 3500 1/16" (joint C).

Premièrement, deux températures intermédiaires à la température T_r (277°C) du joint ont été choisies: T_1=121°C et T_2=199°C. Deuxièmement, le joint a subi un premier cycle de chauffage-refroidissement avec une température d'arrêt de chauffage égale à T_1 (121°C).

Ensuite, le chauffage a été redémarré et le joint a été chauffé jusqu'à T_2 (199°C). À la suite d'un deuxième refroidissement, le chauffage a été démarré une troisième fois jusqu'à la température de réserve T_r du joint, 277°C. Finalement, le joint a subi un dernier refroidissement.

La figure 4.14 illustre le comportement de la contrainte au cours de ce test. La courbe de relaxation provenant d'un test HOBT du même type de joint (joint C) a été superposée au graphique. Cette courbe sera désignée comme la "courbe de relaxation primaire" puisqu'elle représente le comportement de la contrainte lorsque le joint est chauffé graduellement sans lui faire subir des cycles de refroidissement. À chaque chauffage, la courbe de l'essai RTTC rejoint la courbe de relaxation primaire à une température d'environ 20°C supérieure à la température d'arrêt du chauffage précédent. Le joint recommence donc à se comporter comme durant un test HOBT lorsque la température d'arrêt du chauffage est dépassée lors de chauffages subséquents.

On remarque également que la pente des courbes de refroidissement est plus prononcée que celle des courbes de chauffage. Encore une fois, il semble qu'il y ait une relaxation supplémentaire durant le refroidissement et que celle-ci pourrait être causée par la rotation des brides (voir l'article 4.2.3). Ce phénomène ce produit durant les refroidissements de l'essai RTTC graduel puisque la température d'arrêt de chauffage augmente d'un cycle à l'autre, de sorte que le fluage du joint se poursuit en suivant la courbe de relaxation

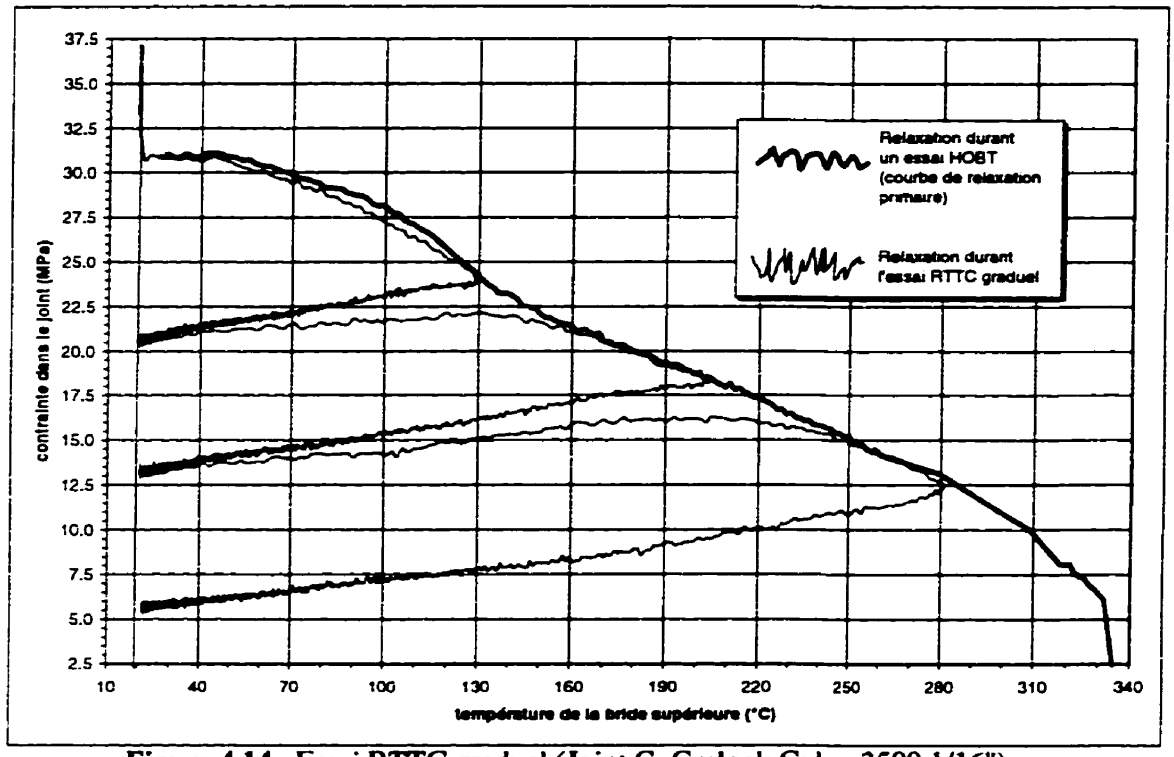


Figure 4.14 Essai RTTC graduel (Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16")

primaire lorsque la température d'arrêt de chauffage du cycle précédent est dépassée d'environ 20°C.

Les essais RTTC à trois et à quatre cycles de chauffage-refroidissement et l'essai RTTC graduel nous permettent de tirer une conclusion importante. Si la température d'arrêt de chauffage d'un joint à base de PTFE est la même pour tous les cycles, la plus grande relaxation de contrainte se produira lors du premier refroidissement. La relaxation additionnelle mesurée lors des cycles subséquents est toujours moins importante et tend à se stabiliser. Par contre, si les températures d'arrêt de chauffage varient à chaque cycles, il y aura un fluage additionnel du joint durant le refroidissement suivant un arrêt de chauffage à une température supérieure à celle des cycles précédents.

4.4 Introduction du test "ETTC"

Le nouveau test ETTC (Éclatement Testé sous Température Cyclique), proposé dans ce chapitre, permettrait de mesurer et de calculer plusieurs caractéristiques d'un joint d'étanchéité à base de PTFE en un seul essai. Ces caractéristiques sont la température et la contrainte à l'éclatement (T_{bo} et Sg_{bo}), la température et la contrainte de réserve (T_r et Sg_r), le profil de la courbe de relaxation primaire (famille F1, F2, etc.) et la relaxation causée lors des cycles de refroidissement.

4.4.1 Pourquoi un nouveau test?

Les sections 4.1, 4.2 et 4.3 nous ont permis de conclure, entre autres, sur trois faits. Premièrement, l'effet du refroidissement a été sous-estimé. La chute de contrainte "X" causée par le refroidissement de l'assemblage à brides enregistrée lors des essais RTTC est supérieure aux valeurs de "X" calculées à partir des essais HOBT. Un test capable de mesurer directement la valeur "X" permettrait de déterminer la température de réserve de chaque type de joint avec exactitude. Ceci éliminerait le besoin d'estimer l'épaisseur du joint au début du refroidissement (Th_{lc}) et son coefficient de dilatation thermique. Deuxièmement, l'essai RTTC est capable de mesurer cette chute de contrainte "X" mais il ne mesure pas la contrainte à l'éclatement Sg_{bo}. De son côté, l'essai HOBT mesure Sg_{bo} mais ne fait subir aucun refroidissement au joint. On peut utiliser les données des deux essais mais il faut s'assurer que les contraintes d'assemblage Sg_a soient identiques (voir l'article 4.2.4). Il serait donc pratique de pouvoir jumeler les deux essais en seul test. Troisièmement, la contrainte à la suite du second refroidissement (Sg_{lb2}) est inférieure à la contrainte à la suite du premier refroidissement (Sg_{lb1}). Cette différence devient moins importante pour les refroidissements subséquents. Il faut donc un test capable de mesurer la relaxation additionnelle que subit le joint entre le premier et le deuxième cycle de chauffage-refroidissement.

4.4.2 Description du test

Le test ETTC est une combinaison du test HOBT et du test RTTC. La première partie du test suit la même procédure RTTC décrite à la section 3.1 (à l'exception de la température d'arrêt du chauffage). Le joint subit deux cycles complets de chauffage-refroidissement. À la fin du deuxième refroidissement, le chauffage est redémarré et le joint est chauffé jusqu'à ce que l'éclatement se produise comme dans le cas d'un essai HOBT. Les cycles de chauffage-refroidissement ne devraient pas affecter l'éclatement du joint car, au-delà de la température d'arrêt de chauffage des deux cycles précédents, la contrainte dans le joint recommence à se comporter selon la courbe de relaxation primaire (voir l'article 4.3.2).

La figure 4.15 illustre la relaxation prédite de la contrainte en fonction de la température de la bride supérieure durant un essai ETTC. Le point Q_{test} (Sg_{test} et T_{test}) délimite la température à laquelle seront arrêtés les deux premiers chauffages. Ce point doit être choisi de manière à ce que le joint n'éclate pas durant les deux premiers cycles de chauffage-refroidissement. Idéalement, T_{test} est égal à la température de réserve T_r du joint. On peut se servir des températures T_r déterminées à partir des essais HOBT comme première approximation. Or, nous savons que le joint devra subir deux cycles de chauffage-refroidissement et que les valeurs de Sg_{lb2} mesurées durant les essais RTTC (voir l'article 4.2.1) sont inférieures aux valeurs de Sg_{lb} calculées à partir des essais HOBT. Il est donc préférable d'utiliser une température T_{test} inférieure à la température T_r provenant des essais HOBT pour diminuer la probabilité d'un éclatement prématuré en

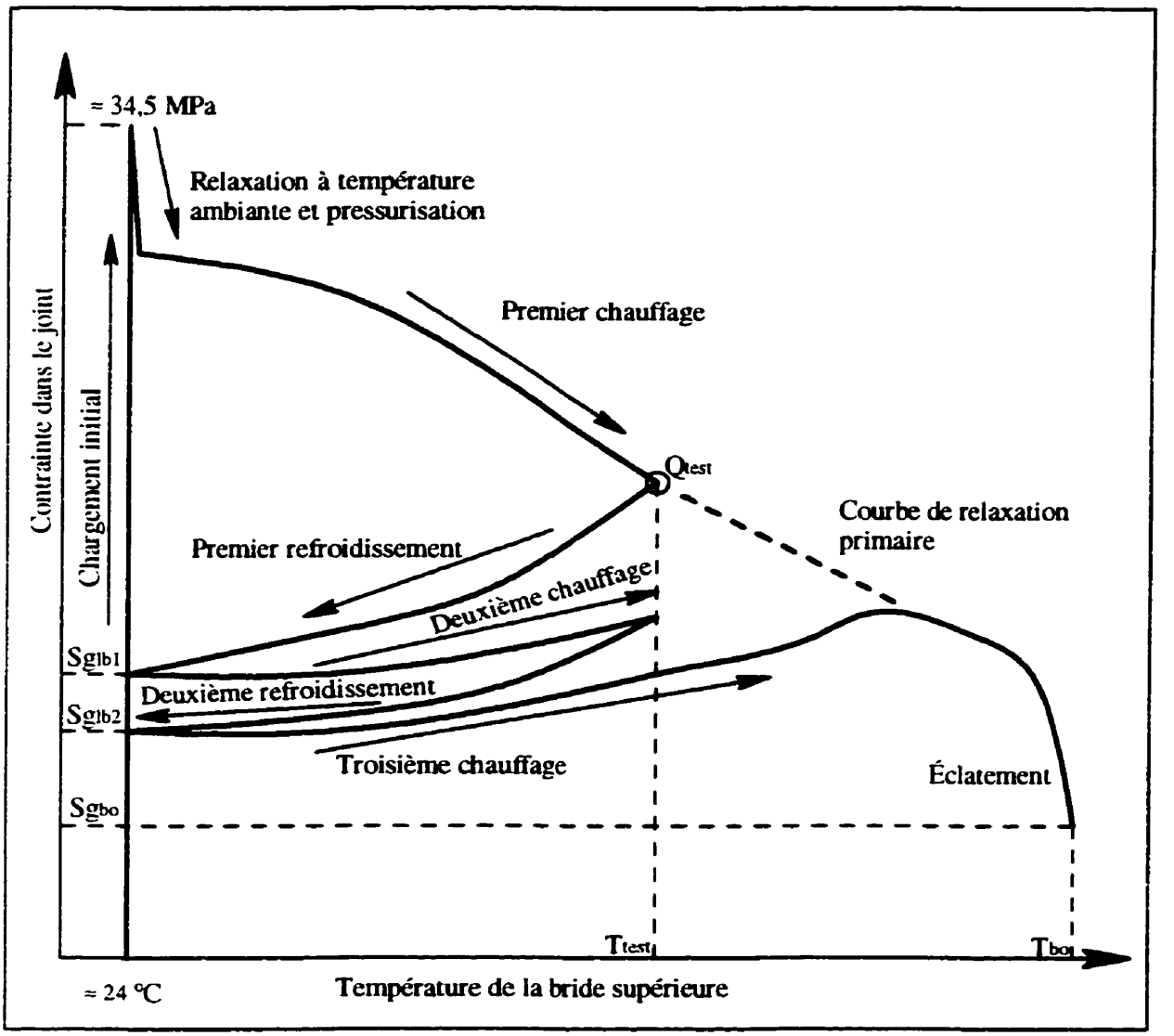


Figure 4.15 Relaxation prédite de la contrainte lors d'un essai ETTC

cours de test. S'il arrivait que le joint éclate avant d'avoir atteint une température supérieure à T_{test} durant le troisième chauffage, il faudrait recommencer l'essai avec une température T_{test} moindre.

4.4.3 Détermination de la température de réserve T_r

À la suite d'un essai ETTC, nous pouvons mesurer plusieurs valeurs telles que T_{bo} et Sg_{lb1} (voir la figure 4.15). Or, ce sont Sg_{lb2} et Sg_{bo} qui nous intéressent vraiment. Lors des travaux antérieurs, la température de réserve T_r des joints a été déterminée de manière à ce que la contrainte minimale (Sg_{lb}) dans le joint ne descende pas sous une valeur égale à 1,5 fois la valeur de la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} [2]. Cependant, il se produit une relaxation additionnelle lorsque le joint est soumis à plus d'un cycle de chauffage-refroidissement. Cette relaxation se produit principalement entre le premier et le deuxième cycle (différence entre Sg_{lb1} et Sg_{lb2}) et diminue en importance au-delà du deuxième cycle. En admettant que les cycles subséquents (troisième cycle et plus) n'affecteront pas significativement la contrainte minimale du joint à température ambiante, Sg_{lb2} peut être considéré comme la borne inférieure de la contrainte dans le joint. Ainsi, pour respecter le facteur de sécurité de 1,5 sur la contrainte à l'éclatement (voir l'article 2.3.1), la température de réserve du joint devra être établie pour que Sg_{lb2} soit égal à 1,5 fois Sg_{bo}.

La figure 4.16 montre comment la température de réserve T_r est déterminée graphiquement à partir de l'essai ETTC. Les courbes du premier refroidissement, du

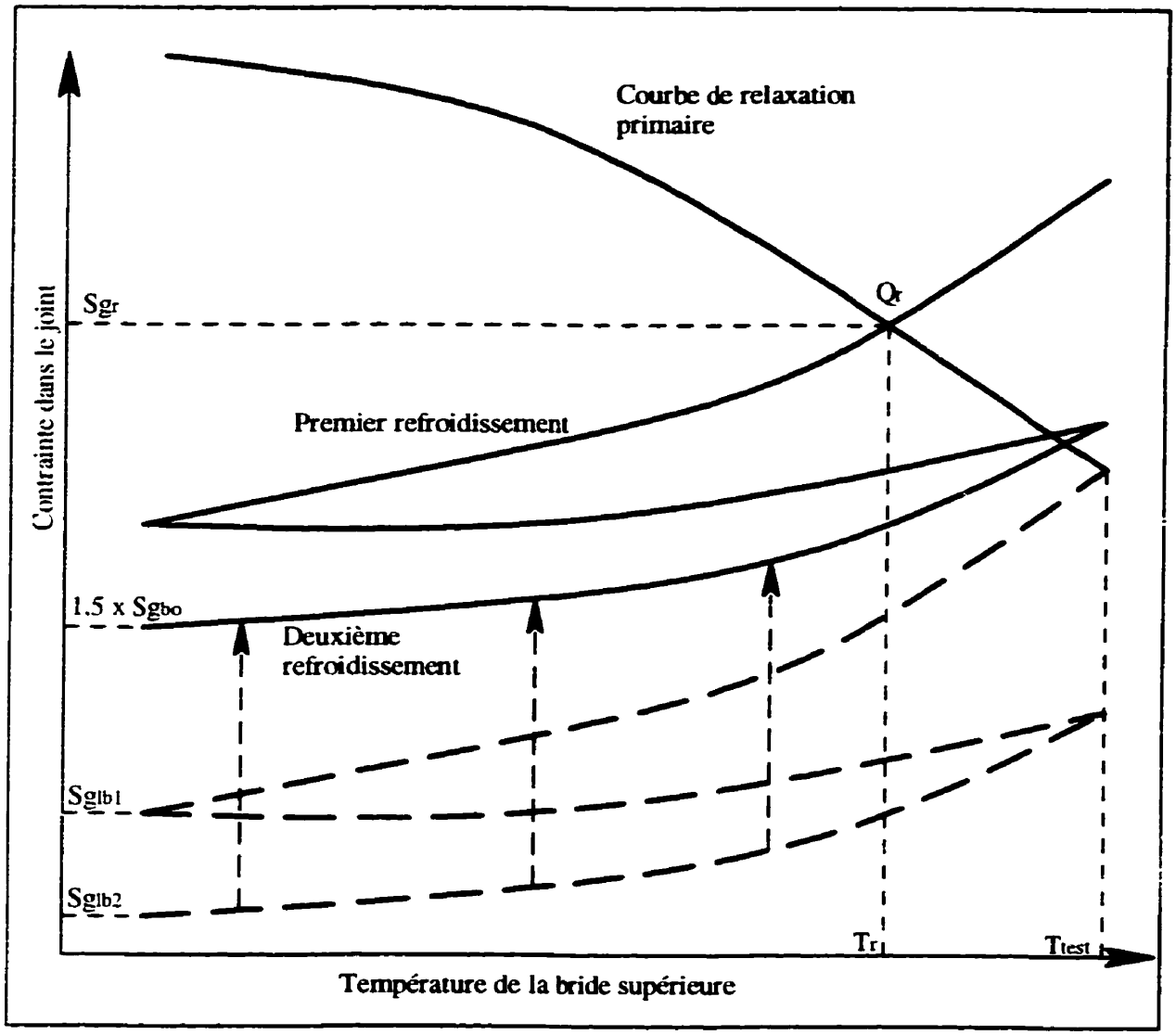


Figure 4.16 Détermination de la température de réserve T_r à partir du test ETTC

deuxième chauffage et du deuxième refroidissement sont déplacées verticalement. Le but est de faire coïncider la fin de la courbe du deuxième refroidissement (Sg_{lb2}) avec la valeur de la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} multipliée par 1,5. L'intersection de la courbe du premier refroidissement avec la courbe de relaxation primaire est le point Q_r qui représente la contrainte de réserve Sg_r et la température de réserve T_r du joint.

4.4.4 Exemple d'un essai ETTC

La figure 4.17 représente le comportement de la contrainte d'un joint C (Garlock Gylon 3500 1/16") mesurée lors d'un essai ETTC. La température d'arrêt de chauffage T_{test} choisie est d'environ 260°C, ce qui est légèrement inférieur à la température T_r déterminée à partir des essais HOBT (277°C). Le tableau suivant donne les valeurs de contraintes et de température tirées de la figure 4.17 et les compare à certaines valeurs provenants de l'essai HOBT.

Tableau 4.8 Comparaison des mesures importantes de l'essai ETTC du joint C avec celles de l'essai HOBT

	Essai ETTC	Essai HOBT	Différence	
			Absolue	%
Sg_a	35,16 MPa	39,65 MPa	4,49 MPa	12,8
Sg_{lb1}	6,94 MPa	-	-	-
Sg_{lb2}	5,98 MPa	-	-	-
Sg_{bo}	5,34 MPa	5,72 MPa	0,38 MPa	7,1
T_{bo}	332°C	334°C	2°C	0,6

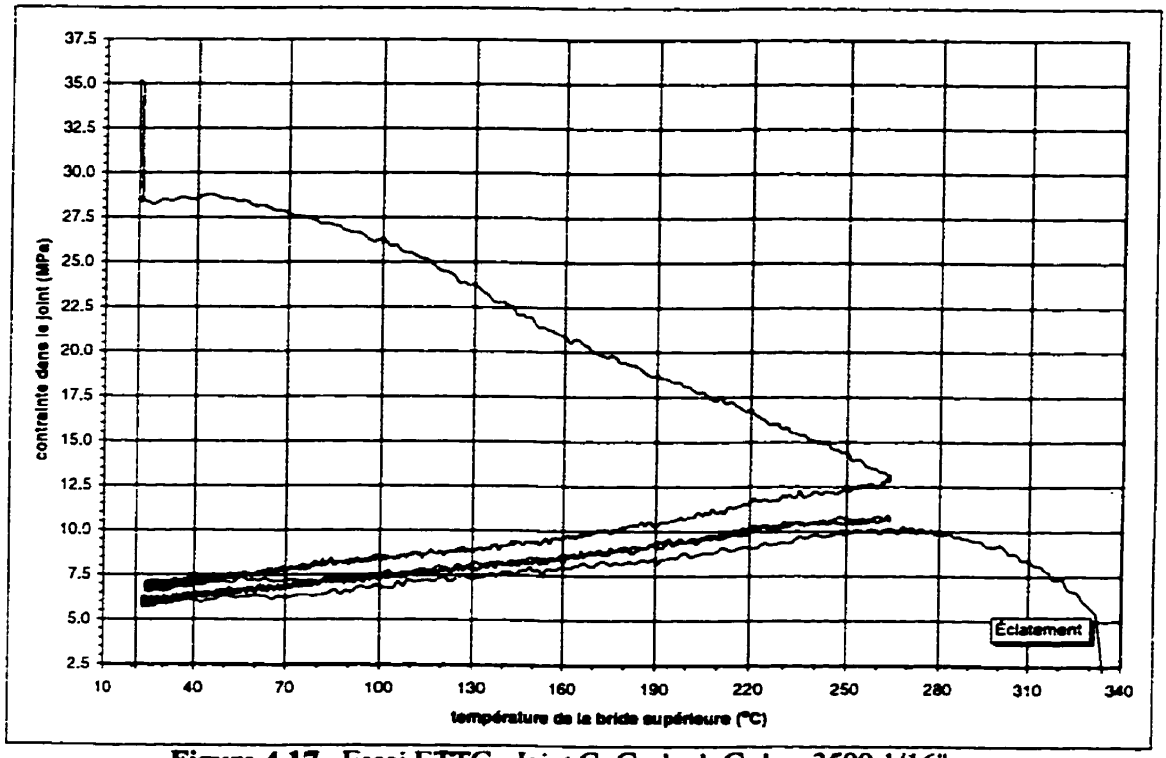


Figure 4.17 Essai ETTC. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16".

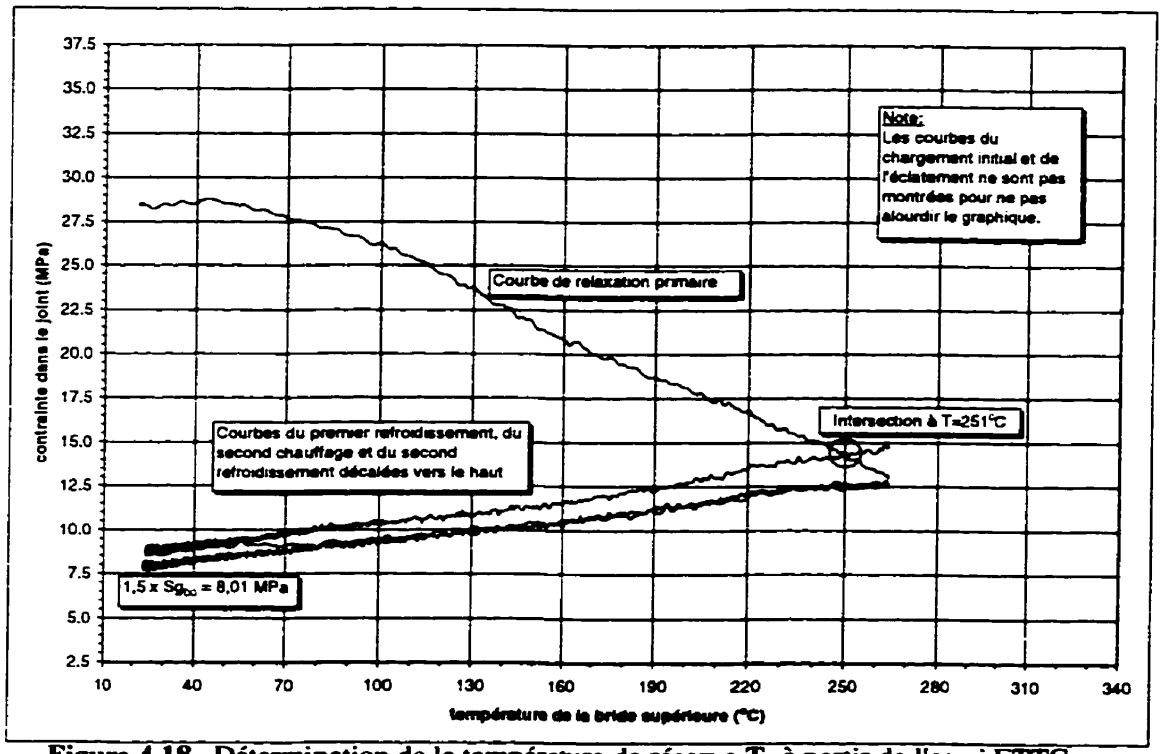


Figure 4.18 Détermination de la température de réserve T_r à partir de l'essai ETTC. Joint C, Garlock Gylon 3500 1/16".

Le tableau 4.8 montre que les températures T_{bo} sont pratiquement les mêmes pour les deux types d'essais (une différence de 2°C seulement). Il existe une différence entre les contraintes Sg_{bo} mais ceci peut être dû à l'écart entre les contraintes d'assemblages Sg_a (voir l'article 4.2.4), ce qui renforce l'importance d'utiliser un seul test durant lequel Sg_a ne varie pas. Pour déterminer la température de réserve T_r à partir de l'essai ETTC, il suffit de faire la translation verticale de courbes décrite à l'article précédent (voir la figure 4.16). Puisque Sg_{bo} est de 5,34 MPa, la fin de la deuxième courbe de refroidissement doit coïncider avec 8,01 MPa (1,5 x Sg_{bo}). La figure 4.18 illustre le résultat. La courbe du premier refroidissement coupe la courbe de relaxation primaire à une température de 251°C et une contrainte Sg_r de 14,27 MPa. Ceci signifie que pour une contrainte d'assemblage de 35,16 MPa, le joint C résistera à plus d'un cycle de chauffage-refroidissement tout en respectant un facteur de sécurité de 1,5 si la température de la bride supérieure n'excède pas 251°C. Or, nous savons que la température du joint est inférieure à celle de la bride supérieure (voir l'article 3.1.3). Selon l'équation (6), la température T_r du joint est donc de 240°C.

Si le joint subit trois cycles ou plus, la contrainte sur le joint à la fin de chaque refroidissement deviendra légèrement inférieure à 8,01 MPa. Toutefois, même si les cycles subséquents ne permettent pas de conserver un facteur de sécurité de 1,5, le joint ne devrait pas éclater puisqu'il a été démontré à l'article 4.3.1 que l'impact des cycles thermiques subséquents devient rapidement non significatif.

Finalement, la température de réserve du joint déterminée à partir de l'essai ETTC (240°C) est inférieure à celle qui a été déterminée à partir de l'essai HOBT (277°C). Ainsi, un joint Garlock Gylon 3500 1/16" est davantage limité en température lorsqu'il est soumis à plus d'un cycle de chauffage-refroidissement.

CONCLUSION

Le but premier de ce travail était de vérifier que les températures de réserve T_r des joints d'étanchéité à base de PTFE déterminées par les résultats d'un essai HOBT sont valables. Un joint chauffé à cette température devrait résister à l'éclatement même s'il subit ensuite un refroidissement jusqu'à la température ambiante. Pour vérifier ce phénomène, l'essai RTTC (Relaxation Testée sous Température Cyclique) a été développé et a permis de constater que tous les joints chauffés à leur température de réserve pouvaient résister à l'éclatement durant au moins deux cycles complet de chauffage-refroidissement. Ces températures T_r avaient été intentionnellement déterminées de manière à respecter un facteur de sécurité de 1,5 par rapport à la contrainte à l'éclatement Sg_{bo} du joint. En d'autres termes, si la température du joint ne dépasse pas T_r, la contrainte sur celui-ci ne devrait pas descendre sous une valeur égale à 1,5 fois Sg_{bo} malgré les cycles de chauffage-refroidissement. Cependant, les essais RTTC ont révélé deux faits nouveaux. Premièrement, l'impact du refroidissement sur la relaxation de la contrainte du joint est sous-estimé dans le calcul de T_r à partir de l'essai HOBT. La déviation pourrait bien provenir de l'estimation de l'épaisseur du joint au début du refroidissement et de son coefficient de dilatation thermique. Deuxièmement, l'écart entre les contraintes à la fin de chaque refroidissement s'atténue rapidement au-delà de deux cycles.

De tous les joints testés dans le cadre de ce travail, un seul a éclaté lors d'un refroidissement. Il s'agit du joint H (Union-Carbide TG-323 1/16") qui a éclaté peu après

l'arrêt de chauffage du montage à brides durant un essai RTTC comportant un cycle de chauffage-refroidissement. Cet essai est aussi l'unique cas durant lequel le joint a été chauffé au-delà de sa température de réserve T_r telle que déterminée lors d'essais HOBT antérieurs. Tous les autres essais RTTC ont démontré que les huit types de joints testés (joints A à H) peuvent résister à l'éclatement durant deux cycles complets de chauffage-refroidissement lorsque le joint est chauffé jusqu'à sa température de réserve T_r. Le joint C (Garlock Gylon 3500 1/16") a même résisté à l'éclatement durant quatre cycles complets de chauffage-refroidissement.

La méthode proposée lors du projet PTFE-GQP semble donc être valable pour déterminer la température de réserve puisque les joints testés ont résisté à l'éclatement malgré l'effet du refroidissement sur la relaxation de la contrainte dans le joint. Toutefois, la chute de contrainte "X" durant le refroidissement est généralement plus élevée lors des essais RTTC que la valeur calculée à partir des essais HOBT. La cause de l'écart entre les valeurs des deux types de tests n'a pas pu être déterminée avec certitude. Cependant, en admettant que le coefficient de dilatation thermique des joints ait été déterminé correctement, il semblerait que l'épaisseur Th_{lc} des joints au début du refroidissement ait été sous-estimée avec une erreur variant de 14 à 63 % (voir le tableau 4.5). Selon l'équation (4), "X" est proportionnel à Th_{lc}. Donc, si Th_{lc} est sous-estimé, la chute de contrainte durant le refroidissement le sera également. Finalement, la contrainte à la fin du premier refroidissement (Sg_{lb1}) lors des essais RTTC est inférieure à la valeur de Sg_{lb} calculée à partir des essais HOBT mais on ne peut pas conclure si le facteur de sécurité de

1,5 a été respecté ou non puisque la contrainte Sg_{bo} (éclatement) n'est pas mesurée durant un essai RTTC.

Tous les essais RTTC comportant deux cycles de chauffage-refroidissement ou plus ont montré que la chute de contrainte "X" est plus élevée durant le premier refroidissement que durant les refroidissements subséquents et que cette différence pourrait être due à la rotation des brides. Lors du boulonnage du montage, les brides subissent une rotation et le joint se trouve à être davantage compressé à son diamètre externe. Durant le refroidissement, la tension dans les boulons se relâche et la rotation dans les brides diminue, causant ainsi une surcharge au diamètre interne du joint, ce qui entraîne un fluage additionnel du joint et en conséquence une relaxation additionnelle de la charge dans les boulons. Lors des cycles subséquents, les courbes de relaxation de contrainte sont moins prononcées puisque le joint a subit un fluage durant ce premier refroidissement qui a fait diminuer son épaisseur. Ce phénomène de "fluage additionnel" s'estompe rapidement après le deuxième cycle. Selon le type de joint, l'épaisseur du joint diminue de 7 à 36 % durant le premier refroidissement (voir le tableau 4.4).

Le but second du travail était de développer un nouveau test, l'essai ETTC (Éclatement Testé sous Température Cyclique), capable d'évaluer une température de réserve T_r qui tiendrait compte de la relaxation réelle du joint durant le refroidissement sans recourir à des calculs basés sur le coefficient de dilatation thermique et l'épaisseur du joint. Cette nouvelle méthode a été mise à l'essai en testant un joint Garlock Gylon 3500 1/16". Les

résultats ont montré que la température de réserve qui permettrait à ce joint de maintenir une contrainte minimale de 1,5 fois la contrainte d'éclatement lors du refroidissement est inférieure de 26°C par rapport à la valeur qui avait été déterminée à partir d'un essai HOBT (277°C).

L'essai ETTC se base sur une propriété particulière qui a été observée durant un essai RTTC graduel avec un joint de type C (Garlock Gylon 3500 1/16"). Même si le joint a été soumis à des cycles de chauffage-refroidissement, il recommence à se comporter selon sa courbe de relaxation primaire lorsqu'il est chauffé à une température supérieure à la température d'arrêt de chauffage des cycles précédents. Ceci permet de combiner les avantages de l'essai HOBT à ceux de l'essai RTTC. Dans un premier temps, le joint subit deux cycles de chauffage-refroidissement, ce qui permet de mesurer la relaxation durant les refroidissements et le "fluage additionnel". Dans un second temps, le joint est chauffé jusqu'à son éclatement, ce qui permet de mesurer sa température T_{bo} et sa contrainte Sg_{bo}. Par une simple translation verticale des courbes de refroidissement, il est possible de trouver graphiquement le point Q_r (intersection avec la courbe de relaxation primaire) qui détermine la température de réserve T_r plus sécuritaire. L'essai ETTC est finalement un test peu complexe qui permet de trouver directement la température T_r sans passer par l'estimation du coefficient de dilatation thermique du joint et de son épaisseur au début du refroidissement comme c'est le cas avec l'essai HOBT.

L'essai ETTC qui a été réalisé avec le joint C montre que la température de réserve trouvée avec cet essai est inférieure à celle qui a été déterminée à partir de l'essai HOBT. Cette nouvelle température T_r tient compte de l'effet des cycles de chauffage-refroidissement sur la relaxation de la contrainte du joint. Puisqu'elle a été jugée plus sécuritaire que la méthode d'essai HOBT, il est recommandé d'utiliser la méthode d'essai ETTC pour déterminer la température de réserve d'un joint d'étanchéité à base de PTFE. Celle-ci est basée sur la mesure directe de deux facteurs importants durant un seul essai, c'est-à-dire la contrainte à l'éclatement et l'effet de deux cycles complets de chauffage-refroidissement sur la relaxation de la contrainte dans le joint. Évidemment, cette méthode devra maintenant être mise rigoureusement à l'épreuve afin de tester sa validité sur un large éventail de types de joint. Si elle demeure valide pour tout type de joint à base de PTFE, l'essai ETTC sera un test simple à réaliser permettant de déterminer la limite en température d'un joint soumis à plusieurs cycles de chauffage-refroidissement.

Cependant, il existe encore plusieurs avenues à explorer. Pour l'instant, la température T_r d'un joint déterminée à l'aide d'un essai ETTC donne une valeur inférieure à celle qu'on obtiendrait à partir d'un essai HOBT et de la chute de contrainte "X" calculée à l'aide d'une estimation du coefficient de dilatation thermique du joint et de son épaisseur. Or, seulement le joint C a été testé à l'aide de la méthode ETTC dans le présent travail. Il faudrait réaliser plusieurs autres essais ETTC et tester d'autres types de joint. Idéalement, tous les joints étudiés durant le projet PTFE-GQP devraient être testés selon la méthode ETTC pour comparer les températures de réserve T_r.

La température de réserve déterminée à l'aide d'un essai ETTC représente la température maximale à laquelle un joint donné peut être chauffé afin de maintenir un facteur de sécurité de 1,5 sur sa contrainte à l'éclatement Sg_{bo} suite à l'application de plusieurs cycles complets de chauffage-refroidissement. Cependant, le nombre maximal de cycles que le joint peut subir n'est pas connu. Il se peut que le joint puisse résister à une infinité de cycles. Le moyen de vérifier une telle supposition est de faire un essai RTTC à la température T_r avec un nombre de cycles suffisamment grand (dix, par exemple) pour faire éclater le joint. Même si le joint n'éclate pas, un tel test permettrait quand même d'observer si la contrainte Sg_{lb} à la fin du refroidissement se stabilise après un certain nombre de cycles. Les résultats de tels essais montreraient s'il est nécessaire d'ajuster la méthode d'essai ETTC pour tenir compte d'un grand nombre de cycles de chauffage-refroidissement.

Finalement, lors des essais RTTC et ETTC, le joint est maintenu pendant un court moment à une température égale ou voisine à sa température d'arrêt de chauffage. Que se passerait-il si cette température était soutenue durant un moment beaucoup plus long (plusieurs heures, plusieurs jours ou plus)? Qu'adviendrait-il du comportement de la contrainte dans le joint durant les cycles de chauffage-refroidissement? Il est possible d'effectuer les essais RTTC et ETTC en maintenant la température du joint aussi longtemps que nécessaire mais il est clair qu'une telle série de tests s'étalerait sur une longue période, ce qui risquerait d'être peu pratique.

RÉFÉRENCES

[1] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII Division 1 (1989). The American Society of Mechanical Engineers.

[2] PTFE Gasket and Qualification Project, Final Report (Oct. 1995). Tightness Testing and Research Laboratory (TTRL), École Polytechnique de Montréal.

[3] SYDNEY S. KEYWOOD (Oct. 1992). Testing and Evaluation of PTFE Based Gasketsfor Chemical Plant Service, presented at the PVRC Fall meeting in New York.

[4] BAZERGUI, A. et CLÉMENT, B. (Sept. 1991). Experimental Design and Analysis of Preload Response with a Set of 10 Controllable Parameters in Bolting Technology (PhaseII), research supported by the Bolting Technology Council.

[5] FISA, B. et SANSCHAGRIN, B. (Juin 1994). Matériaux plastiques - Deuxième édition, École Polytchnique de Montréal, 212-213.

Annexe A

IMPACT DE LA TEMPÉRATURE SUR LES EXTENSOMÈTRES

L'une des principales difficultés de ce projet a été de s'assurer que les mesures expérimentales étaient valides. Isoler ou diminuer les grandeurs d'influence telles que la température représente souvent plus de la moitié du travail dans le domaine de l'expérimentation. Pour le test HOBT, le déplacement parasite des composantes des extensomètres causée par l'augmentation de la température des brides est un phénomène qui peut être évalué à l'aide d'un essai d'étalonnage et qui est bien représenté par un polynôme du second degré (voir l'article 2.2.4). Or, le problème de cette mesure parasite se complique pour le test RTTC qui comprend en plus du chauffage, une partie refroidissement.

A.1 TESTS D'ÉTALONNAGE

A.1.1 Description

Un test d'étalonnage est un test réalisé dans les mêmes conditions de température que celles de l'essai RTTC mais sans le serrage des boulons et sans la mise en pression. La tension dans les boulons restera donc nulle durant tout l'essai. Afin de recréer avec le maximum de fidélité les conditions d'un test RTTC, un joint, qui a préalablement subit un essai RTTC comportant un cycle complet de chauffage-refroidissement, est inséré entre les deux brides. Durant l'essai d'étalonnage, ce joint subit le même cycle de chauffage-refroidissement que lors du précédent essai RTTC (voir l'article 3.1.2) et les valeurs de la

tension apparente des boulons sont enregistrées en fonction de la température (voir l'article 2.2.4).

A.1.2 Résultats

Un essai d'étalonnage a été réalisé pour chaque type de joint du tableau 3.1. La figure A.1 illustre l'évolution de la force apparente des boulons en fonction de la température de la bride pour quatre des huit types de joints. Chaque courbe correspond à la moyenne de la force apparente, en Newtons, des quatre boulons du montage. Ces courbes représentent la dérive de la mesure de la tension dans les boulons pour chacun des joints testés. La figure A.2 illustre l'évolution du même comportement dans le temps.

Plusieurs observations peuvent être faites par rapport aux figures A.1 et A.2. Premièrement, lors du chauffage, les courbes des différents joints se confondent car le taux de chauffage est le même dans tous les cas (voir la figure A.1). Deuxièmement, la figure A.1 montre que, lors du refroidissement, les courbes suivent un chemin différent sur le graphique que lors du chauffage. Lorsqu'on observe un tel phénomène, on dit qu'il y a de l'hystérésis dans le processus. Enfin, la valeur de la force apparente est toujours négative et, plus la température de la bride augmente, plus elle devient négative.

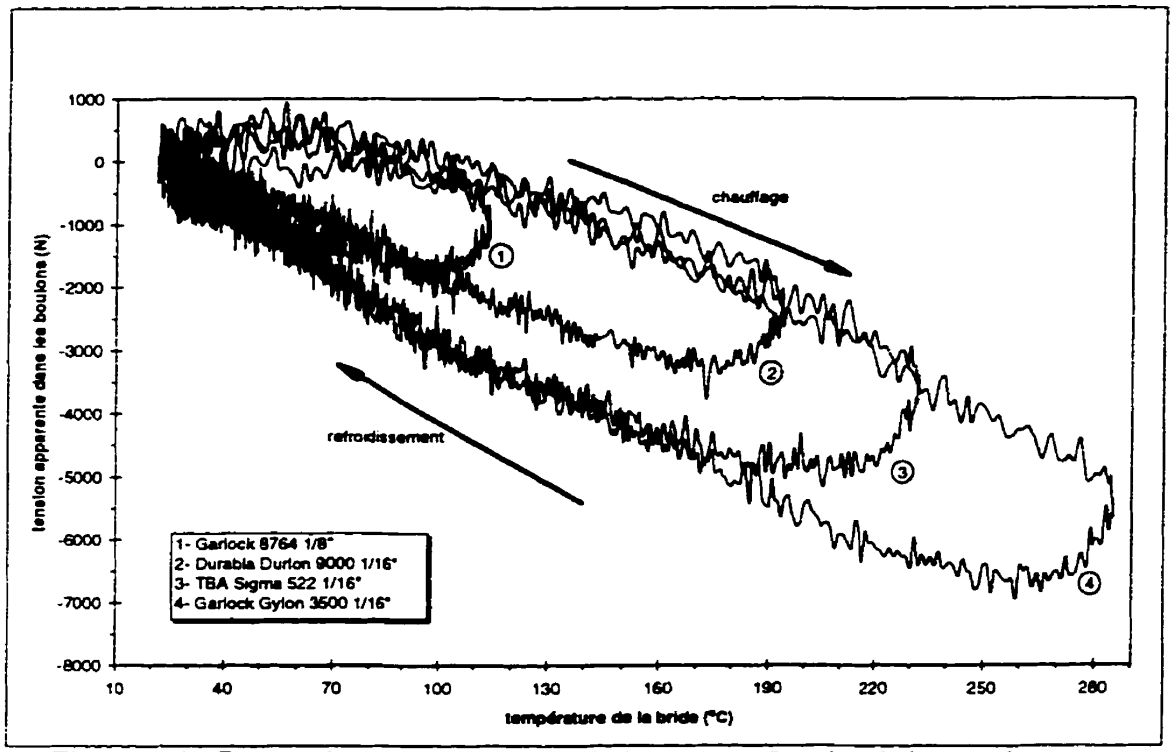


Figure A.1 Comparaison de quatre tests d'étalonnage en fonction de la température

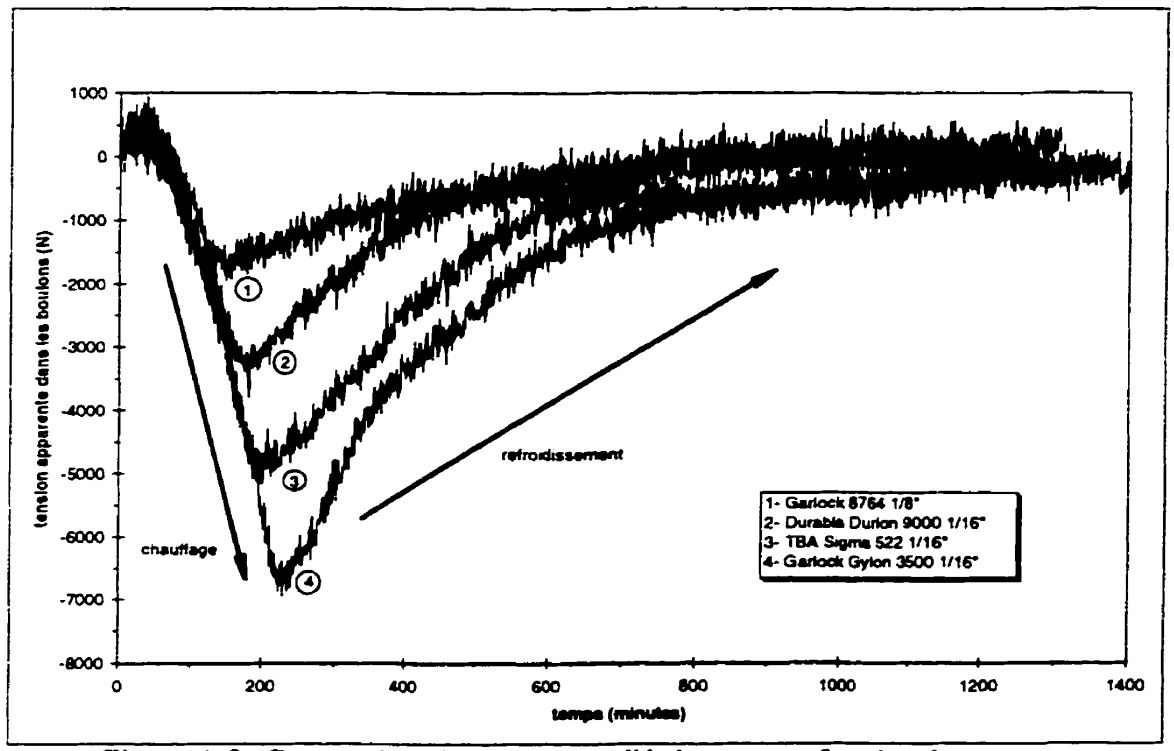


Figure A.2 Comparaison de quatre tests d'étalonnage en fonction du temps

A.1.3 Interprétation

Pour comprendre pourquoi la force apparente des boulons (dérive) est négative, il faut comprendre comment les extensomètres du montage fonctionnent (voir l'article 2.2.3). Si le boulon est soumis à une force de tension, la pointe du LVDT (voir la figure 2.2) se déplacera vers le haut (déplacement positif). Si le déplacement de la pointe du LVDT se produit vers le bas, le déplacement enregistré sera négatif (boulon en compression). Le logiciel d'acquisition de données calcule la valeur de la force dans les boulons à l'aide de l'équation suivante:

$$F_{boulon} = 5{,}289 \times 10^{5} \Delta l_{boulon} \qquad (N) \qquad (A1)$$

où F_{boulon} est la force en Newtons dans le boulon et Δl_{boulon} est l'allongement en millimètres du boulon, mesuré par le LVDT. Une force positive représente une tension et une force négative représente une compression du boulon.

Nous avons vu que la force apparente des boulons mesurée durant l'étalonnage de la dérive en température est négative. Ceci porte à croire que les boulons sont en compression. Or, ceci est impossible car aucun serrage n'est appliqué aux boulons durant l'essai d'étalonnage. Pourtant, les LVDT mesurent des déplacements négatifs. Puisque la plus grande force apparente sur le graphique de la figure A.4 est d'environ -7000

Newtons, ceci représente donc, selon l'équation (A1), un déplacement négatif de la pointe du LVDT de -0,0132 millimètres.

En se référant à la figure 2.2, nous pouvons voir qu'il existe trois causes possibles qui pourraient être responsables du déplacement négatif de la pointe du LVDT. Premièrement, un jeu entre les différentes pièces de l'extensomètre pourrait causer un déplacement non désiré de la tige du LVDT. Deuxièmement, lorsque la tige centrale du boulon s'allonge plus que le corps du boulon (la tige d'acier sort du boulon) et donc la pointe du LVDT se déplace vers le bas (déplacement négatif). Troisièmement, si la tige de céramique se dilate plus que le tube de céramique ou si elle se déplace vers le bas par rapport au tube, la pointe du LVDT se déplacera également vers le bas (déplacement négatif). La section suivante analyse en détails ces trois possibilités.

A.2 CAUSES DE LA DÉRIVE

A.2.1 Jeu dans le support du LVDT

La figure A.3 est un schéma simplifié d'une coupe représentant la tige et le tube de céramique, le support et la tige du LVDT et la réaction des deux ressorts retenant le tout. La position du support dans cette figure représente l'état idéal, c'est-à-dire lorsque le support repose sur toute la surface de l'extrémité du tube de céramique. S'il y a un déséquilibre dans la force des ressorts, tel que montré à la figure A.4, il y aura contact d'un

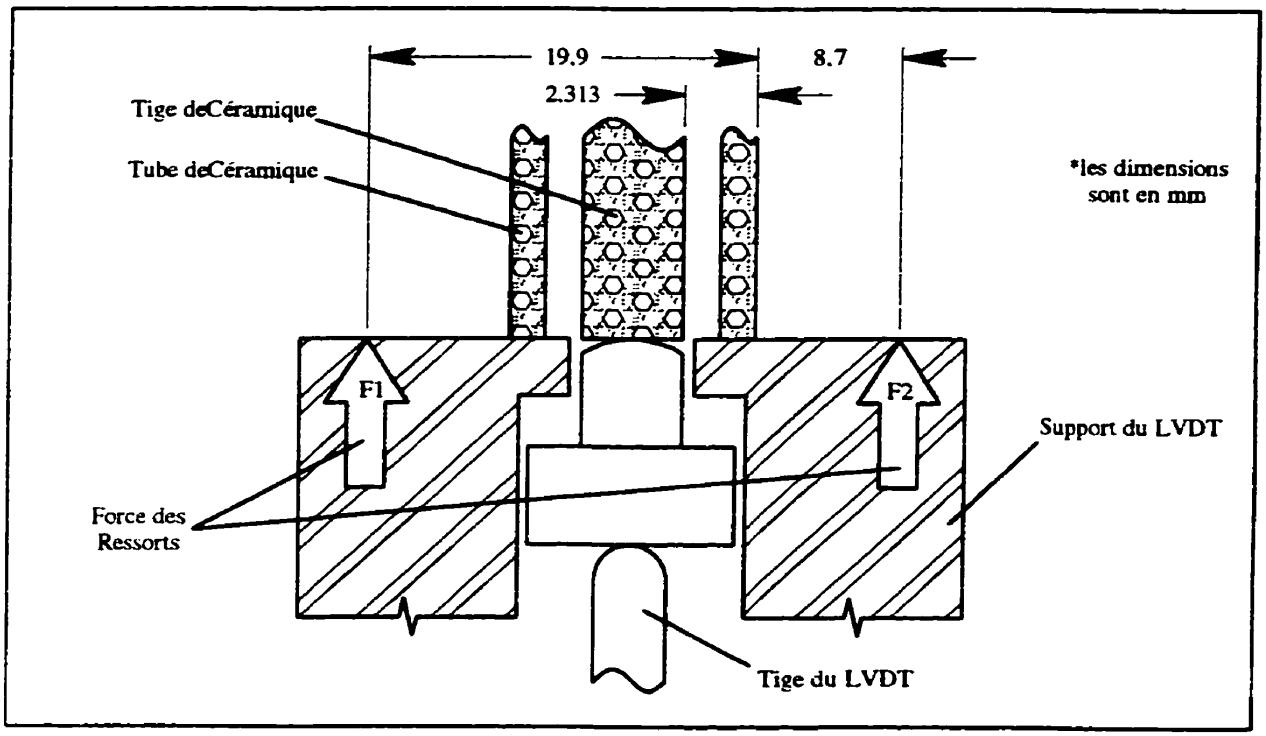


Figure A.3 Schéma simplifié du support du LVDT (état idéal)

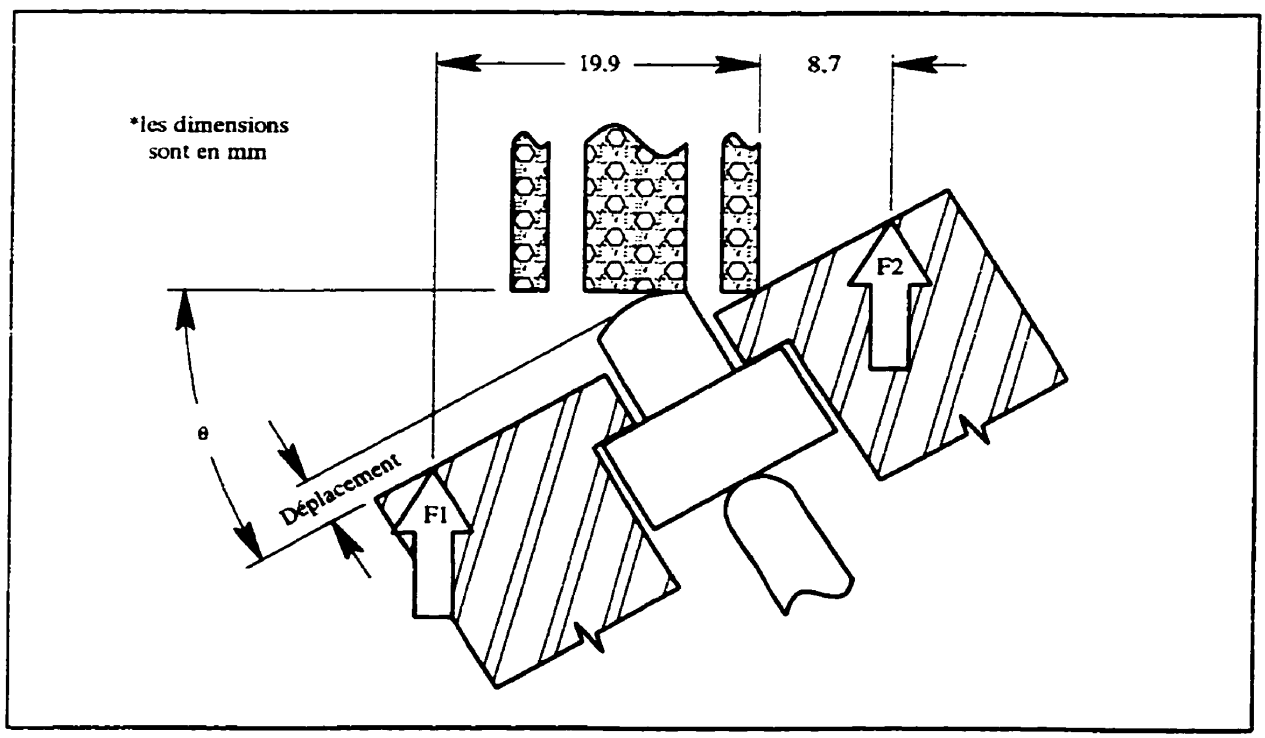


Figure A.4 Déséquilibre du support du LVDT

seul côté du tube ce qui causera une rotation θ du support et entraînera un déplacement non désiré de la pointe du LVDT. Puisque cet angle est petit, les distances de 19,9 mm et 8,7 mm peuvent être considérées comme les bras de levier des forces F_1 et F_2 dans l'équation suivante de l'équilibre des moments:

$$\sum \text{Moments} = 0$$

$$F_1 \times 19{,}9 = F_2 \times 8{,}7$$

$$\frac{F_2}{F_1} = \frac{k\Delta x_2}{k\Delta x_1} = 2{,}287$$

$$\frac{\Delta x_2}{\Delta x_1} = 2{,}287 \qquad \text{(A2)}$$

où F_1 et F_2 représentent la force dans chaque ressort. La constante de rigidité, qui est la même pour les deux ressorts, est représentée par k tandis que Δx_1 et Δx_2 représentent la déformation en millimètres (compression) de chaque ressort.

Au repos, les ressorts utilisés dans le support du LVDT ont une longueur d'environ 50 mm. En service, cette longueur est d'environ 25 mm ($\Delta x \approx 25$ mm). Donc, si $\Delta x_1 = 25$ mm, la situation illustrée à la figure A.4 est possible seulement si $\Delta x_2 = 25 \times 2{,}287 = 57{,}175$ mm selon l'équation (A2). Ceci est évidemment une situation impossible car le ressort ne mesure que 50 mm au repos, ce qui est inférieur à 57,175 mm.

Fondamentalement, la dérive ne peut pas être causée par le jeu entre les pièces car il s'agit d'un phénomène "tout ou rien" qui n'est pas graduel en fonction de la température.

A.2.2 La tige centrale est plus chaude que le boulon

Admettons pour l'instant que la température de la tige d'acier insérée au centre du boulon (voir la figure 2.2) soit supérieure à celle du boulon. L'expansion de la tige sera ainsi supérieure à celle du boulon, ce qui fera sortir l'extrémité de la tige par rapport à la tête du boulon. Ce déplacement sera communiqué au LVDT par la tige de céramique.

À l'article A.1.3, il a été démontré qu'un déplacement vers le bas de la pointe du LVDT de -0,0132 mm (déplacement négatif) équivaut à une force de -7000 N, ce qui correspond à la dérive maximale lors du test d'étalonnage avec le joint Garlock Gylon (voir la figure A.2). Calculons maintenant la différence de température entre la tige d'acier et le boulon nécessaire pour causer un déplacement de -0,0132 mm. Pour cela, il faut utiliser l'équation suivante:

$$\delta_t = \alpha_{acier} L_b \Delta T \qquad \text{(A3)}$$

où δ_t représente le déplacement de l'extrémité inférieure de la tige d'acier. α_{acier} est le coefficient de dilatation thermique de l'acier et vaut environ 1×10^{-5} °C^{-1}. L_b est la longueur du boulon (93,66 mm) et ΔT est la différence de température (en °C) entre la tige et le

boulon. Si δ_t vaut 0,0132 mm[7] dans l'équation (A3), ΔT sera égal à environ 14°C. Ceci signifie que la tige serait 14°C plus chaude que le boulon, ce qui est peu plausible. D'une part, la tige et le boulon, étant constitués d'acier, sont de bons conducteurs de chaleur. D'autre part, le montage est isolé pour éviter des gradients de température trop importants. Ainsi, la température du boulon devrait être identique ou presque à celle de la tige. On doit donc rejeter l'hypothèse que la différence de température entre la tige et le boulon est suffisante pour causer la dérive observée.

A.2.3 La tige de céramique est plus chaude que le tube de céramique

La troisième situation pouvant causer la dérive des LVDT est basée sur l'hypothèse que la tige de céramique pourrait être plus chaude que le tube de céramique. Si tel est le cas, l'expansion de la tige sera supérieure à celle du tube. Ceci causera un déplacement relatif de la tige par rapport au tube. Puisque le support du LVDT s'appuie sur le tube, la tige de céramique poussera la tige du LVDT vers le bas (déplacement négatif).

La figure A.5 illustre les mécanismes de transfert de chaleur suivants:

- Par conduction, le boulon transfert de la chaleur au bout supérieur du tube et de la tige.

[7] Pour avoir un déplacement de -0,0132 mm au LVDT, il faut que la tige centrale s'allonge de +0,0132 mm par rapport au boulon.

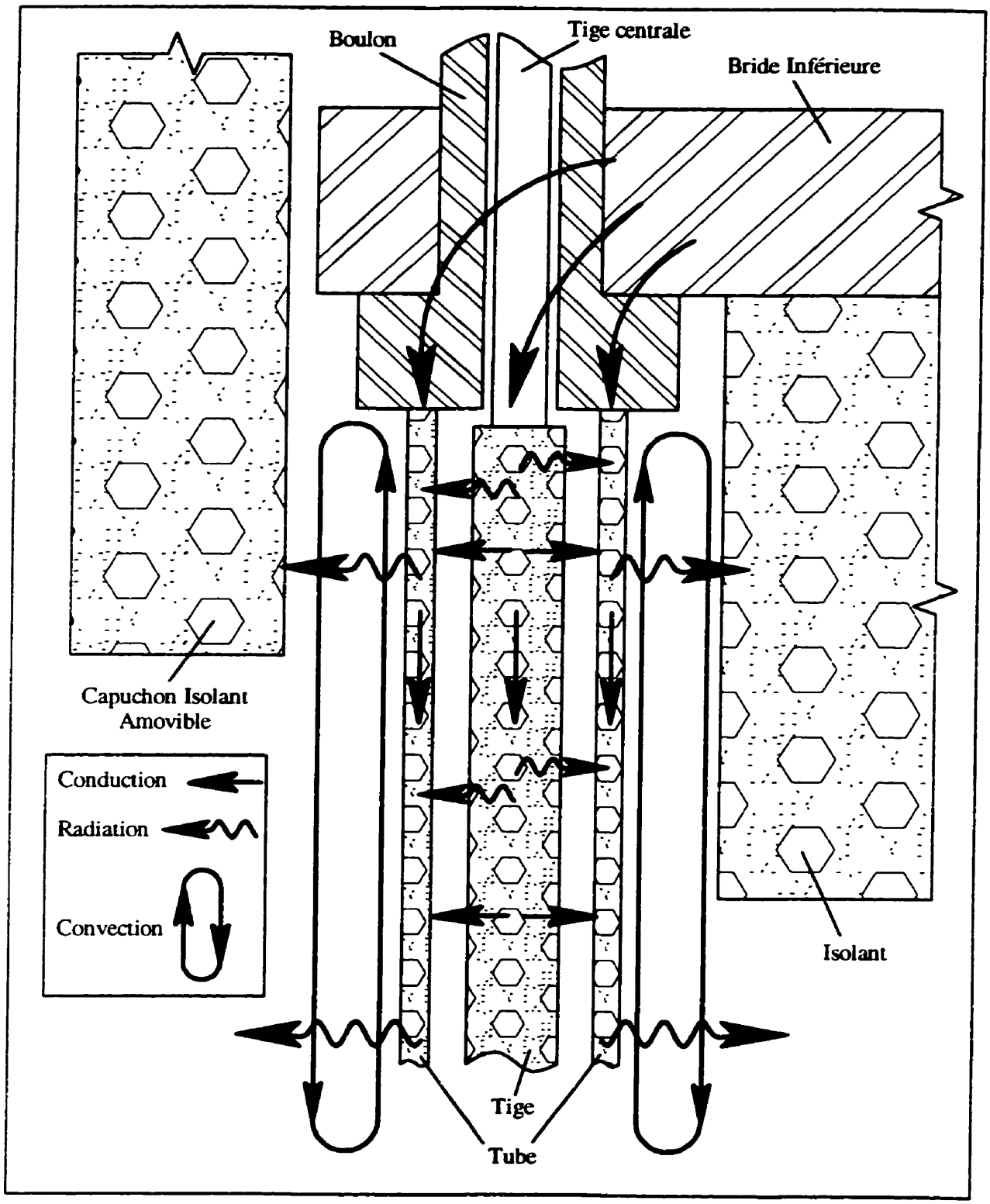


Figure A.5 Représentation des mécanismes de transfert de chaleur entre le tube et la tige de céramique, le montage et l'air ambiant

- Par radiation et par convection naturelle, de la chaleur est aussi transférée entre le tube de céramique et l'isolant.
- Par conduction et par radiation, il y a transfert de chaleur entre le tube et la tige de céramique.
- Finalement, il y a conduction vers le bas du tube et de la tige de céramique et aussi convection entre l'air ambiant et la partie inférieure du tube.

Dû à l'espace restreint auquel elle est confinée, la tige intérieure peut difficilement retransmettre sa chaleur vers un endroit autre que le tube. Puisque le tube agit ainsi comme un isolant par rapport à la tige, la température de celle-ci risque d'être supérieure à celle du tube. Si la différence de température est suffisamment importante, le LVDT enregistrera un déplacement négatif qui sera interprété comme une force négative (apparente) dans le boulon.

Si on substitue, dans l'équation (A3), la valeur du coefficient de dilatation de l'acier par celui de la céramique ($\approx 6\text{x}10^{-6}$ °C^{-1}) et la longueur du boulon par celle de la tige de céramique ($\approx$ 254 mm) et que l'on pose δ_t égal à 0,0132 mm (déplacement correspondant à une force de 7000 N), on trouve un ΔT de 8,7°C entre la tige et le tube. Ceci signifie que si la température de la tige est plus élevée en moyenne que celle du tube de 8,7°C, le LVDT mesurera un déplacement de -0,0132 mm (déplacement négatif) qui sera interprété par le système d'acquisition de données comme une force apparente de -7000 Newtons

(compression) dans le boulon. À la lumière des mécanismes de transfert de chaleurs illustrés à la figure A.5, une différence de température entre le tube et la tige de 8,7°C semble plausible lorsque comparée à la température de la bride qui s'élève à 280°C dans le cas analysé. Il est donc raisonnable de conclure que la dérive des LVDT peut être causée par une différence de température entre le tube et la tige de céramique.

A.3 CORRECTION DE LA DÉRIVE

A.3.1 Méthodes de régression standards non-applicables

Nous savons que la dérive de la force dans les boulons lors d'un test HOBT peut être représentée à l'aide d'un polynôme du second degré (voir la figure 2.4). Par contre, le phénomène illustré à la figure A.1 ne peut pas être représenté à l'aide d'un polynôme du même degré. La forme que décrit la dérive en fonction de la température lors d'un test RTTC ressemble plutôt à une ellipse décentrée, pivotée et déformée. Plusieurs tentatives ont été faites pour modéliser cette dérive à l'aide d'un polynôme de la forme $ax^2 + bxy + cy^2 + dx + ey + f$ ou de la forme $ax^4 + by^4 + ... + k$. Or, les algorithmes de régression tels que celui de Marquand-Levenberg ne sont pas appropriés dans le cas présent. Au lieu de converger vers une solution acceptable, les algorithmes divergent ou renvoient simplement la valeur zéro pour tous les coefficients du polynôme.

A.3.2 Une méthode intuitive

La méthode utilisée dans ce mémoire pour corriger la dérive lors des tests RTTC est basée sur un raisonnement intuitif. Les figures A.1 et A.2 montrent que cette dérive est non seulement fonction de la température mais qu'elle est aussi fonction du temps. En fait, la température de la bride est elle-même fonction du temps (voir la figure 3.3). De plus, la variation de cette température durant le chauffage (taux constant) est différente de celle durant le refroidissement (convection naturelle). Il faut donc trouver un moyen simple de relier la dérive au comportement de la température durant un cycle complet de chauffage-refroidissement. Au lieu de rechercher une équation capable de décrire ce comportement, la méthode proposée utilise directement les données de la température de la bride enregistrée par le système d'acquisition de données. Cette méthode introduit un nouveau concept, celui de la courbe TIA (Température Inverse Ajustée), qui est obtenue en modifiant la courbe de la température enregistrée en cours de test afin de reproduire le comportement de la dérive.

A.3.3 Illustration des étapes qui ont mené à l'obtention de la courbe TIA

La figure A.6 montre que la courbe de la température en fonction du temps a un profil semblable à celui de la courbe de la dérive en fonction du temps bien que l'une soit inversée par rapport à l'autre (voir aussi les figures 3.3 et A.2). En inversant la courbe de la température (-T) et en retranchant la valeur de la température ambiante (voir la figure

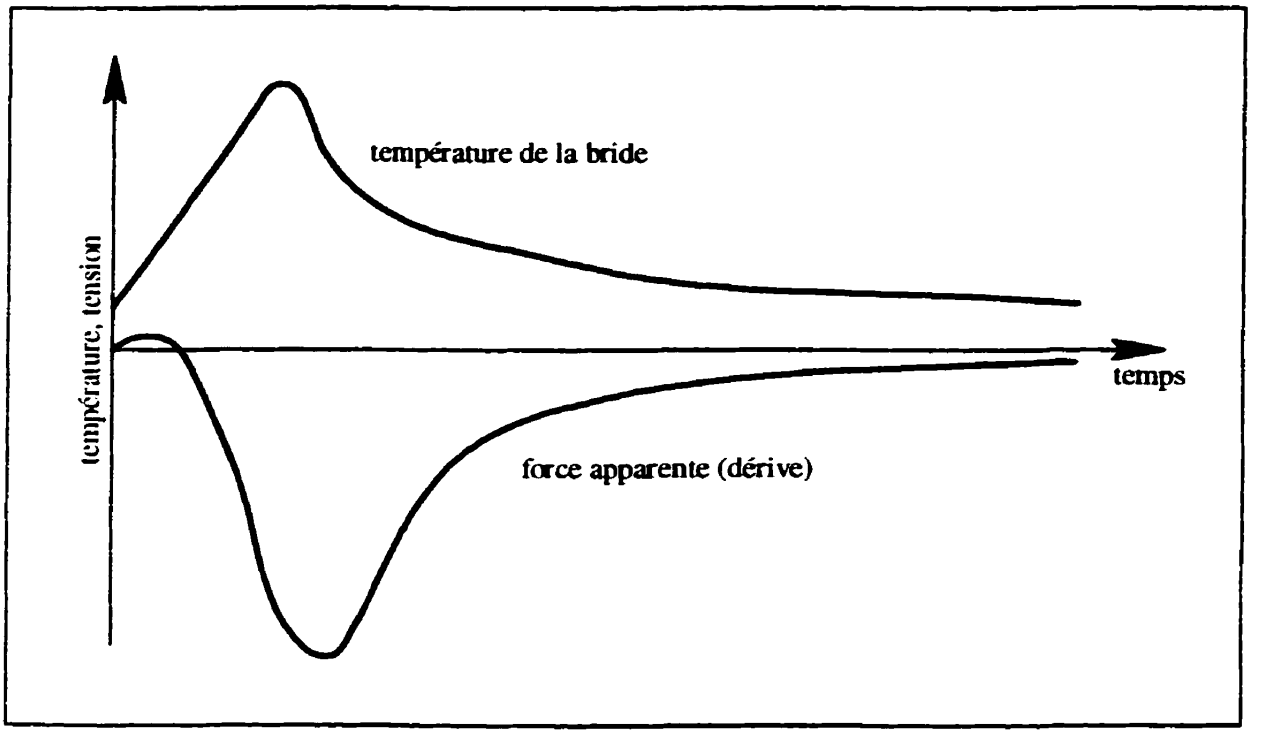


Figure A.6 Comparaison de la courbe de la dérive et de la température en fonction du temps

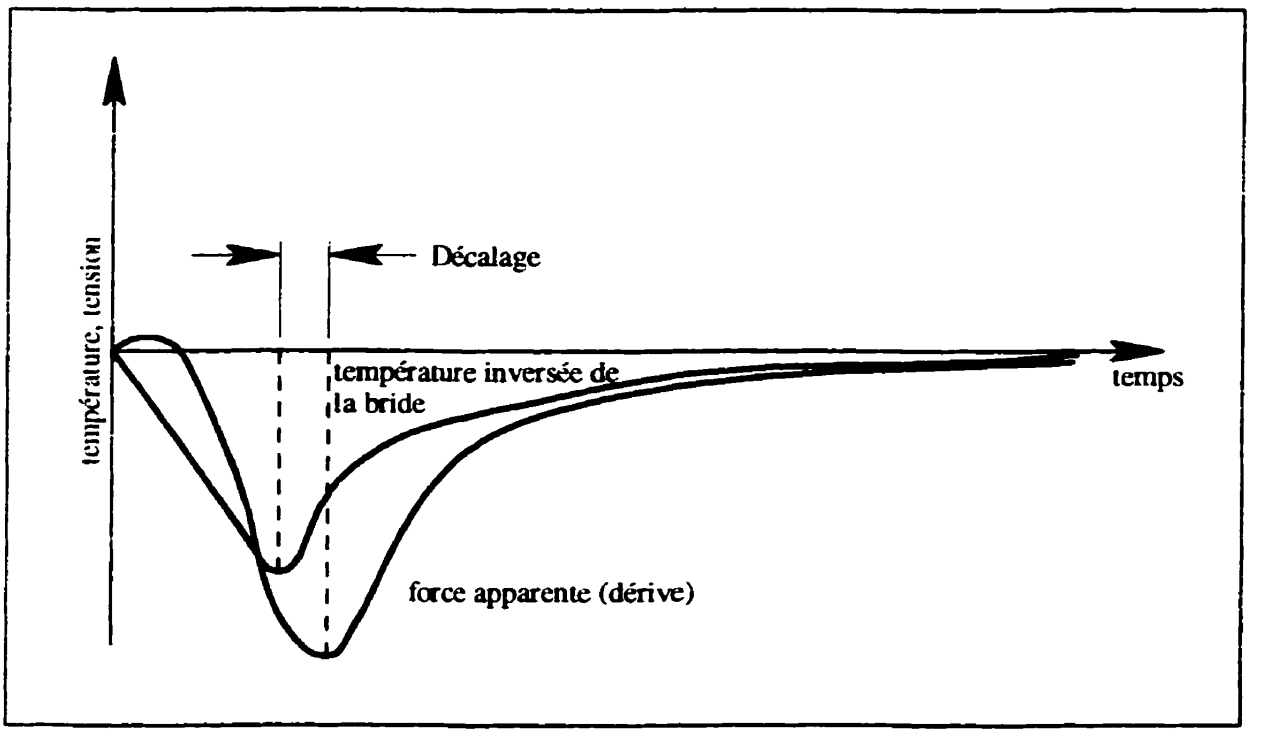


Figure A.7 Courbe de température inversée

A.7), on obtient la courbe "TI" (température inversée) et la ressemblance devient plus grande. Cependant, à cause de l'inertie thermique des extensomètres, la courbe de la dérive des boulons est en retard sur la courbe de la température ("décalage", voir la figure A.7). De plus, la valeur minimum d'une courbe diffère de la valeur minimum de l'autre. Pour faire coïncider les deux minimums, il suffit de déplacer la courbe de la température vers la droite (voir la figure A.8) et de la multiplier par un facteur approprié (rapport des valeurs minimums, par exemple). À la suite de cette transformation, les deux courbes devraient relativement bien se confondre (voir la figure A.9). Ainsi, il est possible de décrire le comportement de la dérive à l'aide de cette courbe de température "transformée". Parce qu'elle est obtenue en inversant et en ajustant la courbe de la température de la bride, cette nouvelle courbe sera dorénavant désignée comme la courbe TIA (Température Inverse Ajustée).

A.3.4 Calcul de la courbe TIA

Le tableau A.1 montre la valeur minimale de la force apparente D_{min} mesurée lors du test d'étalonnage de chaque joint ainsi que la température maximale T_{max} atteinte par la bride. Ce tableau montre également à quel moment la force apparente minimale et la température maximale de la bride ont été atteintes (temps, en minutes, à partir du début du test). "Δt" représente le décalage temporel entre le maximum de la courbe de la température de la bride supérieure et le minimum de la force apparente dans les boulons.

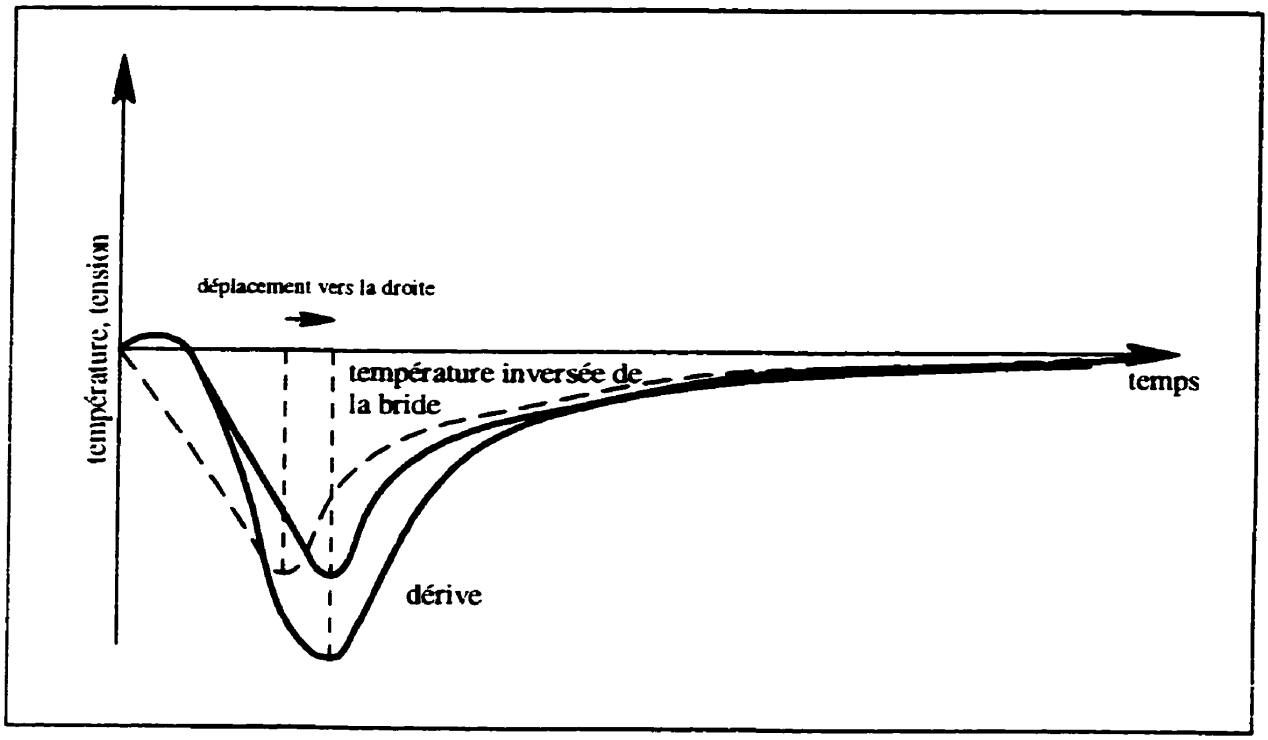


Figure A.8 Courbe de température inversée et décalée

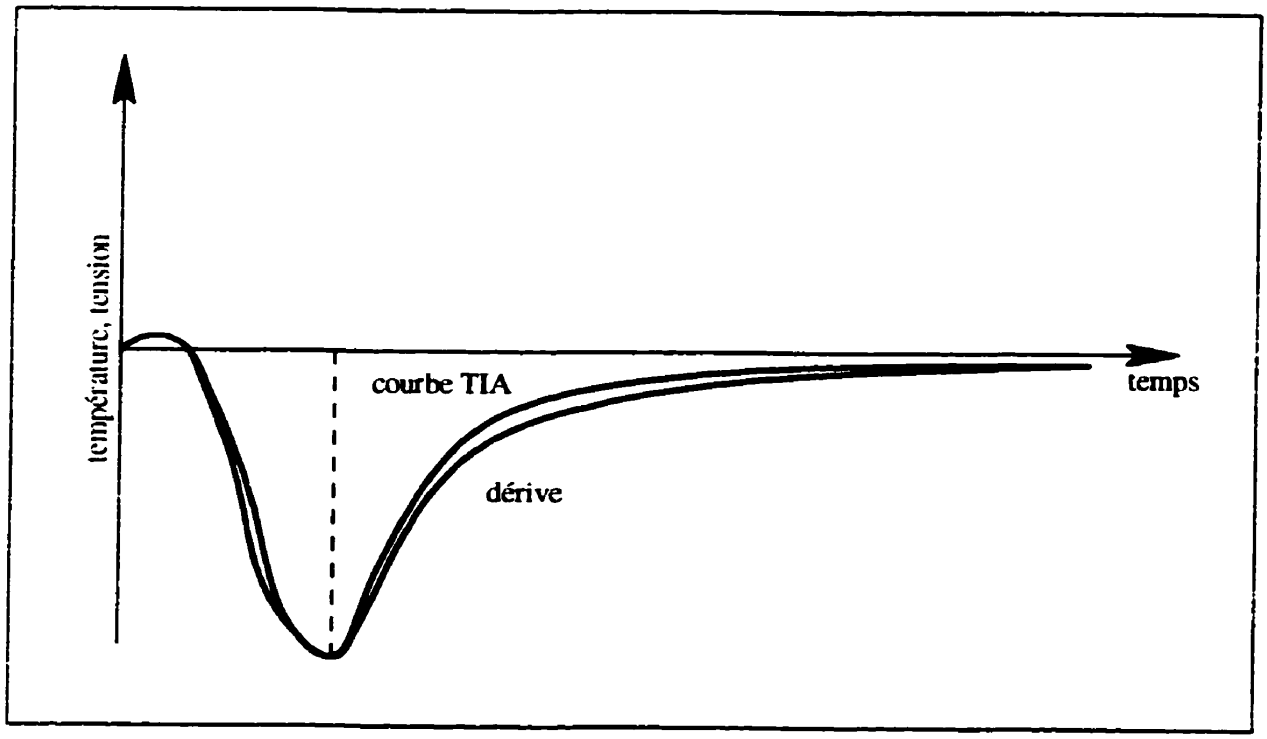


Figure A.9 Courbe de température inversée, décalée et ajustée (courbe TIA)

Tableau A.1 Valeurs de la dérive et de la température de la bride supérieure enregistrées lors du test d'étalonnage de chaque joint

Joint	Force apparente dans les boulons (dérive)		Température de la bride supérieure		Décalage temporel entre la température et la dérive
	valeur min. (N) "D_{min}"	temps à "D_{min}" (minutes) "t_{Dmin}"	valeur max. (°C) "T_{max}"	temps à "T_{max}" (minutes) "t_{Tmax}"	t_{Dmin}- t_{Tmax} (minutes) "Δt"
A	-1690	150	116,11	95	55
B	-3203	180	193,89	144	36
C	-6672	230	285,00	198	32
D	-5115	210	271,67	179	31
E	-4804	200	232,22	162	38
F	-4448	195	219,44	153	42
G	-4982	220	277,22	189	31
H	-6895	250	334,44	221	29

Les figures A.10 et A.11 montrent que la valeur minimum de la force apparente dans les boulons et la valeur du décalage Δt varient linéairement en fonction de la température maximale de la bride supérieure. Ceci permet d'écrire les deux équations suivantes:

$$D_{min} = -24{,}480 \times T_{max} + 1180 \quad \text{(N)} \tag{A4}$$

$$\Delta t = -0{,}1178 \times T_{max} + 65{,}18 \quad \text{(minutes)} \tag{A5}$$

Nous savons que la courbe de température inversée "TI" (voir l'article A.3.3) est calculée en soustrayant les valeurs de la température de la bride supérieure de celle de la température ambiante (≈24°C):

$$TI = 24° - T_{bride} \quad \text{(°C)} \tag{A6}$$

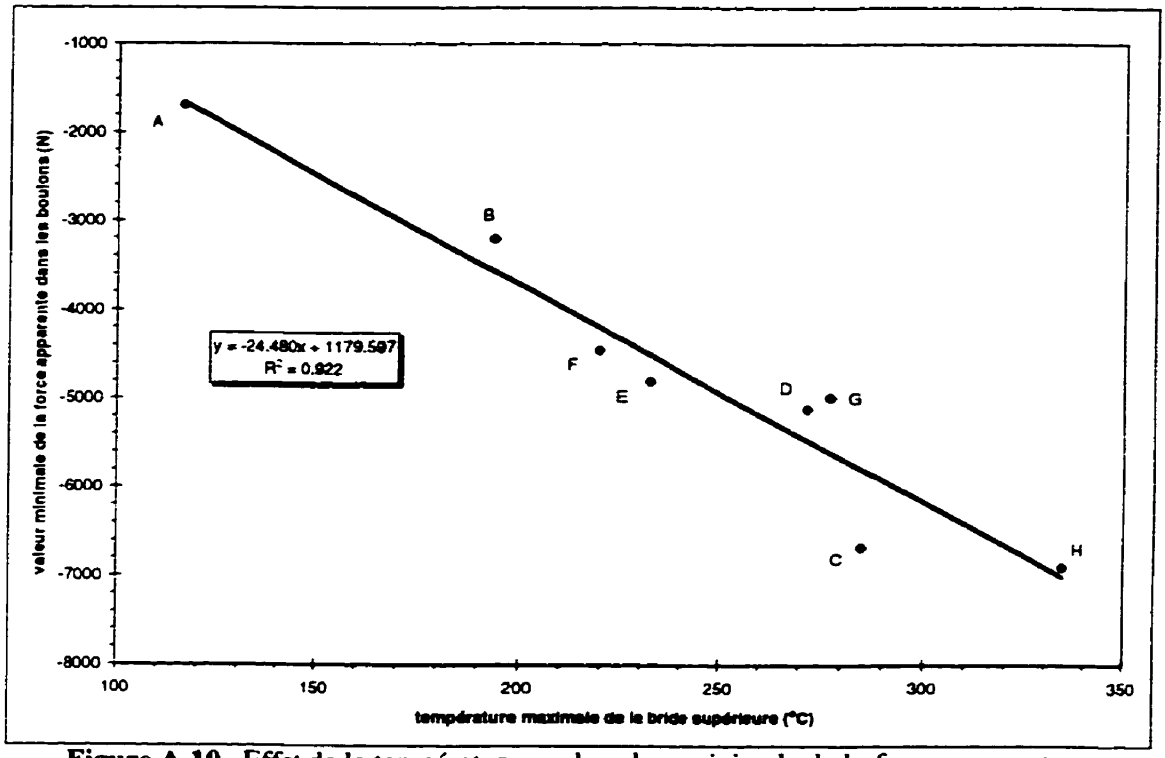


Figure A.10 Effet de la température sur la valeur minimale de la force apparente

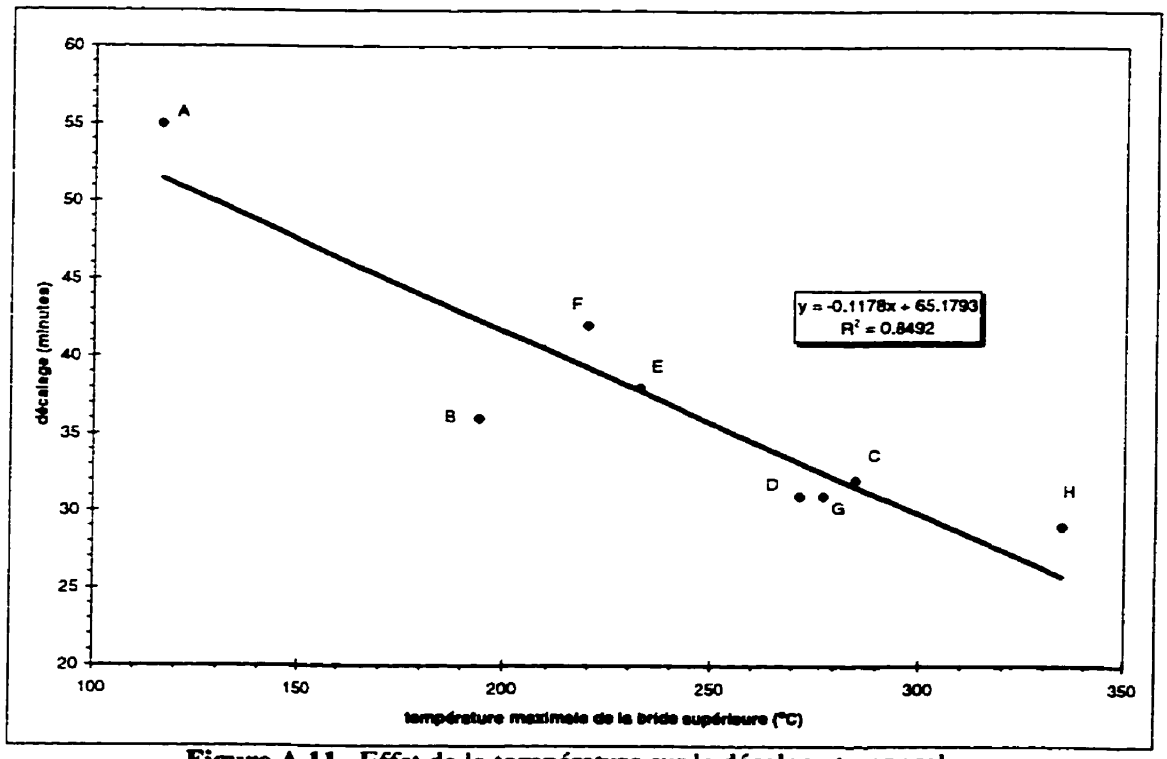


Figure A.11 Effet de la température sur le décalage temporel

La valeur minimale de la courbe de température inversée "TI" se calcule donc avec la valeur maximale de la température de la bride supérieure (T_{max}):

$$TI_{min} = 24° - T_{max} \quad (°C) \tag{A7}$$

À l'aide des équations (A4) et (A7), on peut maintenant calculer le rapport des valeurs minimales de la température inversée (TI_{min}) et de la force apparente dans les boulons (D_{min}):

$$A = \frac{D_{min}}{TI_{min}} = \frac{-24{,}480 \times T_{max} + 1180}{24° - T_{max}} \quad (N/°C) \tag{A8}$$

En multipliant les valeurs de la courbe de la température inversée (TI) par le facteur d'ajustement "A" et en les décalant de Δt minutes vers la droite (voir l'équation (A5) et la figure A.8), on obtient la courbe TIA dont le minimum coïncide avec celui de la courbe de la force apparente causée par la dérive en température des extensomètres (voir la figure A.9). Le tableau suivant compare les valeurs calculées à l'aide de l'équation (A8) aux valeurs du facteur d'ajustement obtenues directement des courbes de la force apparente mesurée dans les boulons lors des essais d'étalonnage.

Tableau A.2 Comparaison du facteur d'ajustement calculé et mesuré de la courbe de température inversée de chaque joint

Joint	Valeur minimale de la température inversée	Facteur d'ajustement mesuré	Facteur d'ajustement calculé	Erreur
	$24°-T_{max}$ (°C) "TI_{min}"	D_{min} / TI_{min} (N/°C) "$A_{mesuré}$"	équation (A8) (N/°C) "A"	%
A	-92,11	18,351	18,048	1,65
B	-169,89	18,852	20,993	11,36
C	-261,00	25,564	22,210	13,12
D	-247,67	20,654	22,088	6,94
E	-208,22	23,072	21,635	6,23
F	-195,44	22,760	21,448	5,76
G	-253.22	19.675	22,140	12,53
H	-310,44	22,209	22,571	1,63

La figure A.12 montre qu'il existe une différence entre les valeurs du tableau A.2 et la courbe de l'équation (A8). Dans le cas du joint C (Garlock Gylon 3500 1/16"), cette différence est de 3,257 N/°C, ce qui représente une erreur de 12,74 %. Le type de joint pourrait peut-être expliquer la différence entre les valeurs mesurées et la courbe de l'équation (A8) si le transfert de chaleur de la bride supérieure aux extensomètres était influencé par le matériau et l'épaisseur du joint. Or, la figure 3.2 montre que le type de joint ne semble pas avoir d'impact sur les températures. Pour vérifier l'influence du joint sur le transfert de chaleur, il suffirait de trouver un moyen de comparer la variation de la température des extensomètres à celle de la température de la bride supérieure[8]. Dans le présent travail, les valeurs mesurées du facteur d'ajustement ($A_{mesuré}$) seront utilisées au lieu des valeurs prédites par l'équation (A8). Dans les cas où l'on ne pourrait pas utiliser

[8] Une telle expérience n'a pas été réalisée dans le cadre de ce travail.

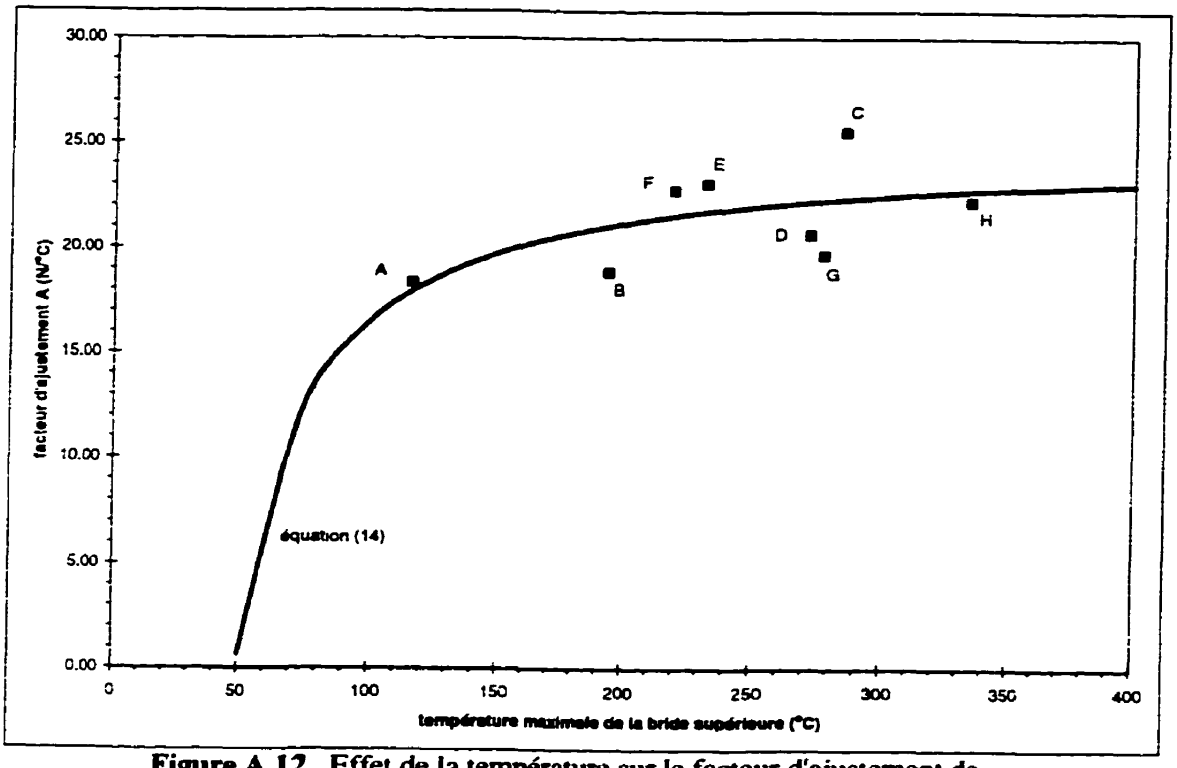


Figure A.12 Effet de la température sur le facteur d'ajustement de la courbe de température inversée

$A_{mesuré}$ (par exemple, lorsque la température T_{max} d'un essai RTTC diffère considérablement de la température T_{max} du test d'étalonnage correspondant), le facteur d'ajustement sera approximé à l'aide de l'équation (A8).

Les trois étapes suivantes résument comment la courbe TIA d'un joint est déterminée lors d'un essai:

1. Soustraire de la valeur de la température ambiante (≈24°C) les mesures de la température de la bride supérieure. Ceci donnera une courbe de température inversée (voir la figure A.7).
2. Décaler de "Δt" minutes (voir l'équation (A5)) les valeurs de la courbe obtenue à l'étape 1. Sur un graphique de la température en fonction du temps, ceci équivaut à déplacer la courbe de la température inversée de la bride vers la droite (voir la figure A.8).
3. Multiplier par "A" ou par "$A_{mesuré}$" (voir l'équation (A8) ou le tableau A.2 selon le cas) les valeurs de la courbe obtenue à l'étape 2 (voir la figure A.9).

Pour éliminer l'effet de la dérive des extensomètres lors d'un essai RTTC, il ne reste plus qu'à soustraire les valeurs de la courbe TIA de celles de la courbe de la tension (non corrigée) dans les boulons en fonction du temps qui a été enregistrée au cours du même essai.

La figure A.13 montre un exemple de l'application de cette méthode pour corriger la dérive des extensomètres à la suite d'un test d'étalonnage avec un joint Garlock Gylon 3500 1/16". Sur le graphique, la courbe TIA, calculée à partir des mesures de la température de la bride supérieure selon la méthode décrite ci-haut, a été superposée à la courbe de la dérive des extensomètres mesurée durant le test. Comme les courbes sont presque confondues, il est raisonnable de conclure que la méthode de la courbe TIA permet de prédire la dérive des extensomètres avec une précision acceptable.

Avec l'équation (1), nous pouvons calculer les valeurs de contrainte dans le joint enregistrées au cours du même test d'étalonnage. Puisque durant le test d'étalonnage, la tension dans les boulons est nulle (aucun serrage), la contrainte dans le joint devrait être nulle et constante. La figure A.14 montre la courbe corrigée et la courbe non corrigée de la contrainte dans le joint durant le test d'étalonnage. On voit que la contrainte réelle est pratiquement égale à zéro, variant entre +0,5 MPa et -0,25 MPa, ce qui démontre la validité de la méthode de la courbe TIA pour calculer la force réelle dans les boulons.

A.4 AUTRES SOURCES D'ERREURS

A.4.1 Variation de la température du laboratoire

L'humidité et la température du laboratoire de l'université sont contrôlés par un système de climatisation et varient constamment. Par exemple, la température ambiante du

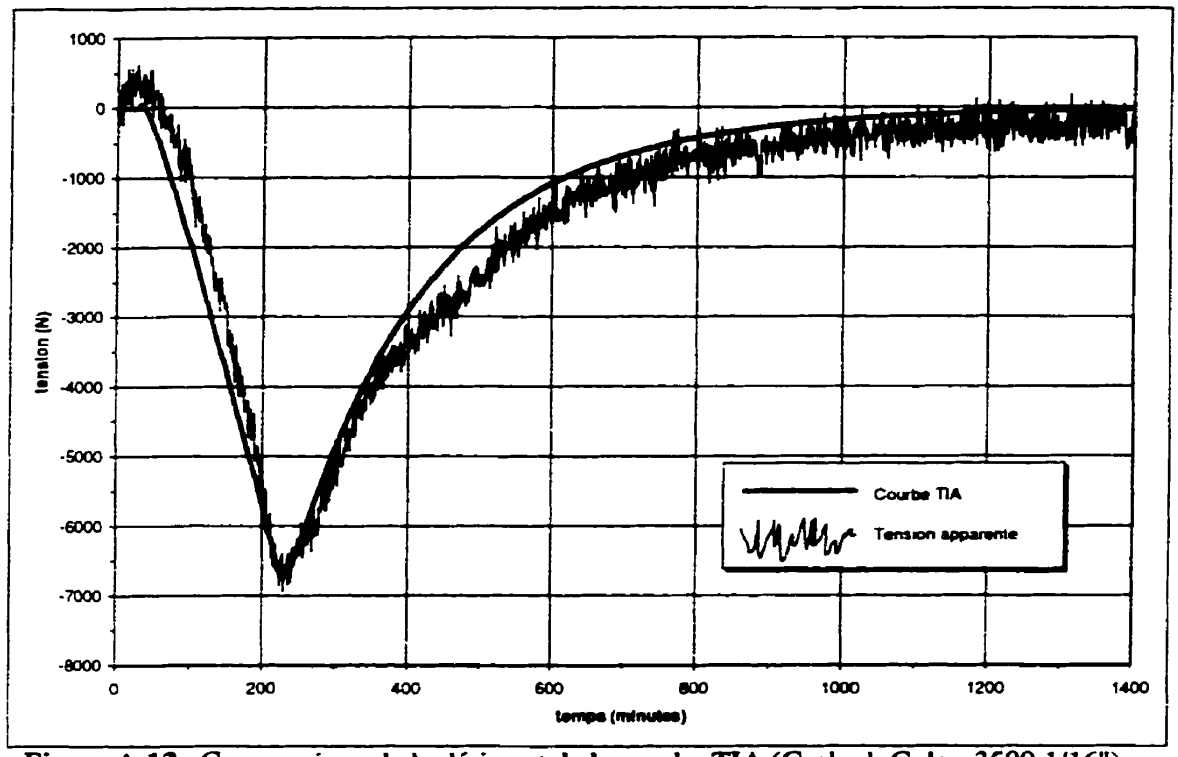


Figure A.13 Comparaison de la dérive et de la courbe TIA (Garlock Gylon 3500 1/16")

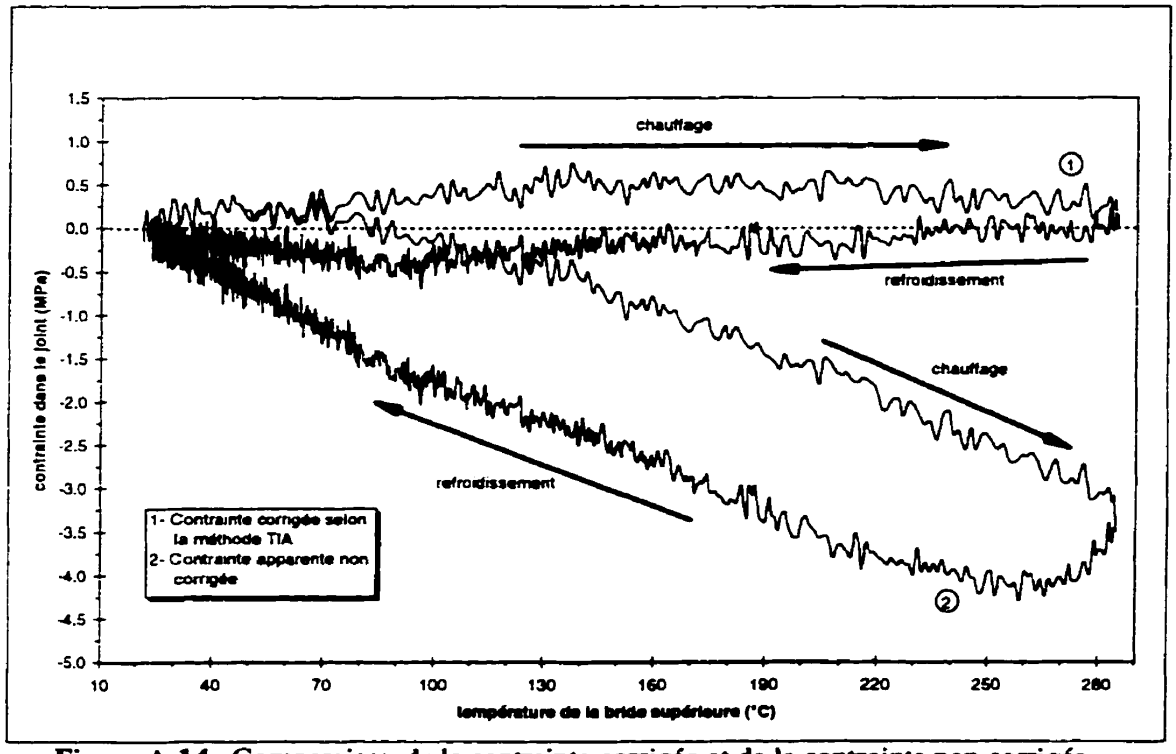


Figure A.14 Comparaison de la contrainte corrigée et de la contrainte non corrigée (Garlock Gylon 3500 1/16")

laboratoire diminue de quelques degrés durant la nuit. Cette variation de température et la présence de courants d'air affectent essentiellement la convection entre l'air ambiant et le montage à brides. Bien qu'aucun effet relié à ces facteurs n'ait été observé, il est toutefois possible qu'ils puissent influencer les résultats des essais à un degré plus ou moins important, surtout durant le refroidissement du montage.

A.4.2 Augmentation de la pression du gaz durant le chauffage du montage

Le régulateur de pression utilisé permet seulement d'éviter que la pression ne descende sous le niveau auquel il a été réglé (voir la figure 2.1a). Lorsque le gaz à l'intérieur du montage est chauffé durant le test RTTC (ou HOBT), la pression interne augmente. Même si le réservoir illustré à la figure 2.1a permet de minimiser ces fluctuations de pression, l'opérateur doit évacuer manuellement l'excédant pour rétablir la pression désirée. La figure A.15, qui représente un schéma simplifié du volume du système pressurisé, permet d'écrire les équations qui serviront à estimer l'amplitude de l'augmentation de pression causée par le chauffage du montage.

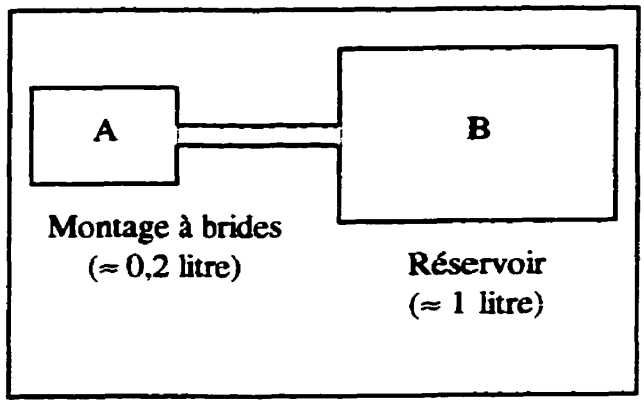


Figure A.15 Schéma simplifié des volumes du montage à brides (A) et du réservoir (B)

Soient:

$$P_A V_A = n_A R T_A \qquad \text{et} \qquad P_B V_B = n_B R T_B$$

où R est la constante des gaz parfaits et où les indices A et B désignent le montage à brides et le réservoir respectivement. Avant le chauffage, nous avons:

$P_{A0} = P_{B0}$ = pression dans le système (5,2 MPa)

$T_{A0} = T_{B0}$ = température du gaz dans le système (24°C ou 297 K)

Ce qui permet d'écrire:

$$\frac{P_{A0} V_A}{P_{B0} V_B} = \frac{n_{A0} R T_{A0}}{n_{B0} R T_{B0}} \Rightarrow \frac{V_A}{V_B} = \frac{n_{A0}}{n_{B0}} \Rightarrow \frac{n_{A0}}{n_{B0}} = 0{,}2 \Rightarrow n_{B0} = \frac{n_{A0}}{0{,}2} = \frac{n}{1{,}2}$$

En supposant que les volumes du montage à brides (V_A =0,2 litre) et du réservoir (V_B = 1 litre) demeurent constants et que les fuites sont négligeables, nous aurons à la fin du chauffage:

$V_{A0} = V_{A1} = V_A$ et $V_{B0} = V_{B1} = V_B$

$n = (n_{A0} + n_{B0}) = (n_{A1} + n_{B1})$ = nombre total de moles de gaz dans le système

Si la température du réservoir demeure égale à 24°C (297 K) et si la température du montage à brides est de 280°C (553 K), nous aurons à la fin du chauffage:

$$\frac{P_{A1}V_A}{P_{B1}V_B} = \frac{n_{A1}RT_{A1}}{n_{B1}RT_{B1}} \Rightarrow \frac{V_A}{V_B} = \frac{n_{A1}T_{A1}}{n_{B1}T_{B1}} \Rightarrow 0{,}2 = \frac{n_{A1}(553)}{n_{B1}(297)} \Rightarrow n_{B1} = \frac{n_{A1}}{0{,}107} = \frac{n}{1{,}107}$$

Finalement, nous pouvons écrire:

$$\frac{P_{B1}V_B}{P_{B0}V_B} = \frac{n_{B1}RT_{B1}}{n_{B0}RT_{B0}} \Rightarrow \frac{P_{B1}}{P_{B0}} = \frac{n_{B1}}{n_{B0}} \Rightarrow \frac{P_{B1}}{P_{B0}} = \frac{1{,}2}{1{,}107} = 1{,}084$$

Ceci signifie que si la pression est de 5,2 MPa avant le chauffage, elle sera de 5,64 MPa à une température de 280°C, c'est-à-dire une augmentation de 0,44 MPa (environ 64 psi). Puisque les procédures HOBT et RTTC demandent une précision de ± 0,1 MPa sur la

pression du gaz (voir l'article 2.2.4), il faut manuellement laisser s'échapper un peu de gaz pour ramener la pression à 5,2 ± 0,1 MPa durant le chauffage.

A.4.3 Imperfections du montage à brides

Le noyau central du montage utilisé (voir la figure 2.1) contenant la cartouche électrique est légèrement décentré par rapport aux brides. Ceci provoque une asymétrie dans le taux de transfert de chaleur à l'intérieur du montage de sorte que le joint éclate généralement au même endroit durant un test HOBT, c'est-à-dire à son point le plus chaud.

A.4.4 Sous-estimation de la pression du gaz

La pression à l'intérieur du montage requise par la procédure RTTC doit être 5,2 ± 0,1 MPa (750 ± 10 psi). Or, une inspection du capteur de pression a démontré que sa constante d'étalonnage était inexacte. Avec cette constante, on mesurait une pression de 5,2 MPa dans le circuit alors que la pression réelle était 5,6 MPa, soit une sous-estimation de 8% de la pression, ce qui ne devrait pas influencer significativement la valeur calculée de la contrainte sur le joint (une erreur d'environ 1%).

A.5 SUGGESTIONS CONCERNANT LE MONTAGE À BRIDES

A.5.1 Nouveaux tubes et nouvelles tiges en céramique

Il a été démontré que la source probable de la dérive des LVDT est la différence de dilatation thermique entre la tige et le tube de céramique des extensomètres (voir l'article A.2.3). Le tableau suivant donne certaines caractéristiques de deux céramiques de la Coors Ceramics Company[9].

Tableau A.3 Caractéristiques physiques de deux céramiques de la Coors Ceramics Company

		AD-998E	Mullite
Coefficient de dilatation thermique	de 25 à 200°C	$5{,}7 \times 10^{-6}$ °C^{-1}	$3{,}7 \times 10^{-6}$ °C^{-1}
	de 25 à 500°C	$6{,}9 \times 10^{-6}$ °C^{-1}	$4{,}2 \times 10^{-6}$ °C^{-1}
Conductivité thermique	à 100°C	23,0 W/m·K	3,9 W/m·K

La céramique qui est utilisée dans les extensomètres du montage à brides est de type AD-998E dont le coefficient de dilatation thermique est environ 6×10^{-6} °C^{-1} pour la plage de températures des essais HOBT, RTTC et ETTC. Or, la céramique de type Mullite possède un coefficient de dilatation thermique inférieur, soit 4×10^{-6} °C^{-1} pour la même plage de températures. En utilisant du Mullite plutôt que le AD-998E, le phénomène de la dérive des extensomètre serait atténué. De plus, le AD-998E a une conductivité

[9] Les données proviennent du catalogue de la Coors Ceramics Company.

thermique plus élevée que le Mullite. Donc, la température d'un extensomètre composé de AD-998E sera plus élevée à cause du transfert de la chaleur du montage par conduction (voir la figure A.5), favorisant davantage la dilatation de la céramique. Il est donc recommandé de remplacer les tubes et les tiges de céramiques actuelles par des tubes et des tiges en Mullite.

A.5.2 Automatisation du chauffage

Actuellement, le chauffage est démarré et arrêté manuellement. L'opérateur du montage doit être présent pour contrôler les cycles de chauffage-refroidissement lors des tests RTTC. Il serait avantageux d'automatiser cette fonction à l'aide du système d'acquisition de données. De cette façon, l'opérateur pourrait programmer à l'avance les démarrages et les arrêts de chauffage selon une valeur cible telle que la température de réserve ou la température ambiante et spécifier le nombre de cycles complets de chauffage-refroidissement.

A.5.3 Pressurisation du montage

Durant le chauffage, la pression du gaz augmente dans le montage à brides (voir l'article A.4.2). Pour l'instant, cette surpression doit être contrôlée manuellement en ouvrant une valve de temps à autre pour laisser s'échapper le gaz et ramener la pression dans le système à la valeur désirée de 5,2 ± 0,1 MPa. Or ceci requiert la présence constante d'un

opérateur durant toutes les étapes de chauffage d'un essai. Si on désire automatiser le chauffage tel qu'il est décrit à l'article précédent, il faut ajouter un dispositif au système de pressurisation capable de contrôler la pression autant à la baisse qu'à la hausse. Il s'agirait simplement d'ajouter un deuxième régulateur de pression en série avec celui qui est montré dans le schéma de la figure 2.1a. Ce deuxième régulateur laisserait s'échapper automatiquement le gaz si la pression monte au-dessus de la limite supérieure de la valeur cible de 5,3 MPa.