

N°.d'ordre: .../.../2010

Série :.../GM/2010

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université MENTOURI Constantine
Faculté des Sciences de l'Ingénieur
Département de Génie Mécanique
Ecole Doctorale Nationale de la Mécanique de Construction



MÉMOIRE

Pour obtenir le diplôme de

MAGISTER EN GENIE MECANIQUE

OPTION: MECANIQUE APPLIQUEE EN ENGINEERING

Par :

Abdeldjalil BENFOUGHAL

Soutenu Le 28/ 6/ 2010

Intitulé :

**ANALYSE TRIBOLOGIQUE ET
THERMIQUE D'UN MATERIAU
COMPOSITE CARBONE-CARBONE
DANS UN CONTACT ELECTRIQUE**

JURY:

Président : Mr. B. NECIB

Prof. Université Mentouri Constantine

Rapporteur : Mr. A. BOUCHOUCHA

Prof. Université Mentouri Constantine

Membre : Mr. R. BESSAIH

Prof. Université Mentouri Constantine

Membre : Mr. A. BEGHIDJA

Prof. Université Mentouri Constantine

Juin 2010

DEDICACES

Je dédie ce modeste travail

*A ma mère et mon père qui par leur dévouement et leur affection ont été
pour moi un soutiens tout au long de mes études et ma vie.*

A mes sœurs :

Assia, Linda, Sarah et Soumia.

Mon frère :

Adnane

A toute ma famille.

A mes amis :

Mohamed, Rédha, Rabie.

Mon ami le plus cher :

Nawfel

Et spécialement à :

Meriem

A mes collègues de promotion d'ENDMC 2007

REMERCIEMENTS

Je voudrai en premier lieu remercier chaleureusement mon directeur de mémoire de Magister Monsieur **BOUCHOUCHA Ali** professeur de l'Université Mentouri Constantine, qui a suivi et a encadré ce travail avec intérêt et disponibilité. Ses compétences ont fait de ces deux années de formation les plus riches en enseignement de mon cursus. Je le remercie aussi de m'avoir initié avec autant de talents à ce travail de recherche. Je remercie aussi Monsieur **NECIB Brahim**, Professeur à l'Université Mentouri, Constantine pour ses directions scientifiques, ses qualités pédagogiques, et ses qualités humaines durant ma formation de l'Ecole Nationale Doctorale en Mécanique de Construction (**ENDMC**) et de m'avoir fait l'honneur de présider le jury de ce mémoire.

Je tiens aussi à remercier les autres membres de jury Messieurs les Professeurs **BESSAYEH Rachid** et **BEGHIDJA Abdelhadi** pour avoir accepté à évaluer ce travail.

Je n'oublie pas de remercier tous les enseignants de l'ENDMC qui ont contribué à ma formation.

Enfin, je remercie spécialement Mr **MOUADJI Youcef** qui m'a beaucoup aidé surtout pour l'élaboration du programme FORTRAN.

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENTS

DEDICACES

INTRODUCTION GENERALE 1

Chapitre I

GENERALITES SUR LES MATERIAUX COMPOSITES

I.1. Introduction.....	3
I.2. Constituants de base.....	3
I.2.1. Renfort.....	3
I.2.1.1. Rôle du renfort.....	3
I.2.1.2. Principaux matériaux de renfort.....	3
I.2.1.3. Formes des renforts.....	4
I.2.1.3.1. renforts monodimensionnels.....	4
I.2.1.3.2. renfort de tissage.....	5
I.2.1.4. fibres de carbone.....	8
I.2.1.4.1 Historique.....	8
I.2.1.4.2 Principales caractéristiques.....	9
I.2.1.4.2.1 caractéristiques mécaniques et thermiques.....	9
I.2.1.4.2.2 caractéristiques physico-chimiques.....	10
I.2.1.4.3 Procédé de fabrication à base PAN.....	10
I.2.1.4.3.1 fabrication du précurseur.....	10
I.2.1.4.3.2 fabrication de la fibre.....	10
I.2.1.4.4 Procédé de fabrication à base de brai.....	12
I.2.2. La matrice.....	13
I.2.2.1. Matrice organique.....	13
I.2.2.2. Matrice métallique.....	13
I.2.2.3. Matrice céramique.....	13
I.2.2.4. Matrice carbonée.....	14
I.3. Propriétés des matériaux composites C-C.....	14
I.3.1. Propriétés mécaniques.....	14
I.3.2. Propriétés thermiques.....	15
I.3.3. Propriétés chimiques.....	16
I.3.4. Propriétés électriques.....	16
I.3.5. Tableaux récapitulatifs des caractéristiques thermiques et mécaniques des matériaux utilisés.....	16

Chapitre II

COMPORTEMENTS D'UN COMPOSITE A DIFFERENTS TYPES DE RENFORCEMENT

II. Comportement d'un composite à différents types de renforcement.....	19
II.1. Caractérisation élastique de plis composite a différent types de renforcement.....	19
II.1.1. Introduction.....	19
II.1.2. Loi de comportement d'un composite à renforcement unidirectionnel.....	19
II.1.2.1. comportement plan d'un pli spécialement orthotrope.....	19
II.1.2.2. comportements plans d'un pli généralement orthotrope.....	21
II.1.3. Loi de comportement d'un composite à renfort tissu.....	23
II.1.4. Loi de comportement d'un composite à renfort mât.....	24
II.2. Théorie simplifiée des stratifiés.....	26
II.2.1. comportement en membrane.....	26

II.2.2. Comportement en flexion.....	28
II.3. Influence de la séquence d'empilement des stratifiés.....	30
II.3.1. stratifié unidirectionnel.....	30
II.3.2. stratifié à renfort tissu.....	30
II.3.3. stratifié à renfort mât.....	31
II.4. Effet hygrothermiques sur la loi de comportement mécanique des stratifiés.....	32

Chapitre III

LE CONTACT : GENERALITES ET ASPECT THERMIQUE

III.1. Introduction.....	35
III.2. Structure d'un système tribologique.....	35
III.3. Les conditions tribologiques et ses importants paramètres.....	36
III.4. Les échelles en tribologie.....	36
III.5. La mécanique des contacts.....	36
III.5.1. Les type de contact.....	37
III.5.2. le contact des surfaces solides.....	38
III.5.2.1. surfaces de contact.....	38
III.5.2.2. formation des jonctions.....	38
III.5.2.3. contact élastique.....	39
III.5.2.4. contact plastique.....	40
III.6. Les phénomènes de la tribologie.....	40
III.6.1. Le frottement.....	40
III.6.1.1. Phénomène mécanique.....	40
III.6.1.2 aspect tribologiques	42
III.6.1.2.1 La mécanique en tribologie.....	42
III.6.1.2.2 Développement de la lubrification hydrodynamique, de la mécanique du frottement et de l'usure.....	42
III.6.1.3. Aspect thermique.....	43
III.6.1.3.1. Passage de la chaleur dans les corps en contact.....	43
III.6.1.3.1.1. Modèle mécanique de déformation.....	43
III.6.1.3.1.2. Modèle de la résistance thermique de contact.....	45
III.6.1.3.1.2.1. Modèles thermiques avec contact parfait ou lisse.....	45
III.6.1.3.1.2.2. Modèle thermique avec contact imparfait.....	47
III.6.1.3.2. Les mécanismes de génération de chaleur au cours du frottement.....	54
III.6.1.3.2.1. Génération de chaleur au niveau des contacts.....	55
III.6.1.3.2.2. La génération de chaleur dans le volume interstitiel.....	55
III.6.2. L'usure.....	55
III.6.2.1. Le phénomène d'usure.....	55
III.6.2.2. Les origines d'usure.....	56
III.6.2.3. Différents types d'usure.....	56
III.6.2.3.1. L'usure adhésive.....	56
III.6.2.3.2. l'usure abrasive.....	56
III.6.2.3.3. l'usure par fatigue.....	57
III.6.2.3.4. l'usure de corrosion.....	57
III.6.2.3.5. formes particulières d'usure.....	57
III.6.2.4. Mécanismes d'usure dans les matériaux composites.....	58
III.6.3. Les lubrifiants.....	59
III.6.3.1. Historique.....	59
III.6.3.2. Définition de lubrifiant.....	60
III.6.3.3. Les types de lubrifiants.....	60
III.6.3.4. Le rôle de lubrification.....	61

Chapitre IV	
EFFET DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE CONTACT DES SURFACES SOLIDES	
IV. Effet du courant électrique sur le contact des surfaces solides.....	62
IV.1. contact stationnaire.....	62
IV.2. contact dynamique.....	62
IV.3. résistance électrique de contact.....	62
IV.4. effet du courant électrique sur le frottement et l'usure.....	63
IV.5. effet de la polarité.....	64
IV.5.1. sur le frottement.....	64
IV.5.2. sur l'usure.....	64
IV.5.3. influence de la température sur la résistivité des matériaux.....	64
IV.5.4. influence de la température sur la conductivité thermique.....	65
Chapitre V	
APPLICATION AU CAS DU FREINAGE	
V. Application au cas du freinage.....	66
V.1 Analyse thermique d'un frein à disque.....	66
V.2. Modèle de Newcomb.....	67
V.3. Application à un freinage automobile.....	69
V.3.1. application pour le couple	70
Acier/Composite.....	71
V.3.2. application pour le couple Cuivre/Composite C-C.....	74
V.3.3.Comparaison entre les températures atteintes pour les deux couples de matériaux	74
V. 3.4. Comparaison des températures maximales en fonction de la charge en considérant les deux modèles (numérique et analytique).....	74
V.4. Discussion des résultats.....	75
Chapitre VI	
MODELISATION THERMIQUE D'UN CONTACT GLISSANT	
VI. Modélisation thermique d'un contact glissant.....	77
VI.1. Introduction.....	77
VI.2. Analyse des régimes thermiques.....	77
VI.2.1. Choix du référentiel.....	77
VI.2.2. Régimes thermiques établis.....	78
VI.3. Principe de l'étude.....	78
VI.3.1. Hypothèses.....	78
VI.3.2. Equation générales de la chaleur.....	78
VI.4. Etude numérique.....	79
VI.5. Principe de calcul numérique.....	79
VI.5.1. Méthode générale donnant les équations du problème.....	80
VI.5.2. Conditions aux limites.....	82
VI.5.3. Formulation de l'évolution dans le temps.....	83
VI.6. Les équations du problème.....	83
VI.7. Résolution du système d'équations.....	86
VI.8. Facteurs influant la répartition des températures.....	86
VI.9. Application pour le modèle choisi.....	86
Chapitre VII	
INFLUENCE DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT THERMIQUE LORS D'UN CONTACT DYNAMIQUE	
VII. Influence du courant électrique sur le comportement dynamique.....	90

VII.1. Introduction.....	90
VII.2. Modélisation d'un contact électrique.....	90
VII.3. Equations du problème.....	90
VII.4. Hypothèses.....	90
VII.4.1. Hypothèses concernant le matériau.....	90
VII.4.2. Hypothèses concernant le courant.....	90
VII.5. Conditions aux limites.....	90
VII.6. Système d'équations.....	91
VII.7. Application pour le modèle choisi avec passage du courant électrique.....	92
VII.8. Discussion des résultats.....	98
Conclusions.....	100
Références bibliographiques.....	101

NOTATIONS GENERALES

α : Coefficient de génération de flux (sans dimension)

δ : Hauteur des aspérités [m]

ϕ : Flux de chaleur [W]

φ : Flux de chaleur surfacique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$]

λ : Conductivité thermique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]

μ : Coefficient de frottement (sans dimension)

ρ : Densité [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]

ξ : Effusivité thermique $=\sqrt{\lambda\rho c}$ [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{s}^{-0.5}$]

a : diffusivité thermique [$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$]

c : capacité calorifique massique [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]

d, e : épaisseur [m]

K_b : coefficient de Boltzmann

p : coefficient de partage de flux (sans dimension)

P : pression de contact [$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$]

q : flux de chaleur volumique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$]

t : temps [s]

A : l'aire de contact réel [m^2]

A_a : l'aire de contact apparente [m^2]

η : la densité d'aspérité

R : le rayon de courbure des aspérités [m]

R_{ce} : étant la résistance de contact électrique [Ω]

I : l'intensité du courant électrique [A]

σ : l'écart-type.

t_f : temps de freinage [s]

T_f^t : la température de la frontière [$^{\circ}\text{C}$]

$T_{i,j}^t$: la température de l'élément [$^{\circ}\text{C}$]

S : la surface [m^2]

T : température [$^{\circ}\text{C}$]

T_0 : température initiale [$^{\circ}\text{C}$]

V : la vitesse [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]

E_a : l'énergie d'activation molaire [J/mole]

Les indices

d : disque

g : garniture

INTRODUCTION

INTRODUCTION GENERALE

Les premières études sur le frottement remontent à l'an 1500 avec Léonard de Vinci qui réalisa le premier tribomètre. Depuis, de nombreuses études ont porté sur la compréhension et la maîtrise des différents phénomènes ayant lieu au sein d'un contact frottant.

Le contact est un domaine pluridisciplinaire. En effet, il fait appel aux domaines de la mécanique, du frottement, du comportement des matériaux et de la thermique. C'est en outre un problème multi-échelles allant des effets microscopiques (troisièmes corps, transformations tribologiques des surfaces, etc.) aux phénomènes macroscopiques de dissipation de chaleur ou de déformation structurales, etc.

On connaît l'intérêt de l'étude du frottement ; en effet, le frottement gêne nos travaux quotidiens : il diminue le rendement des machines et se traduit également par la dégradation et la détérioration des pièces tournantes. Aussi, il apparaît nécessaire d'étudier le frottement dans le but de maîtriser, soit en de diminuer, soit en vue de l'accroître.

De nombreuses applications nécessitent la compréhension des phénomènes ayant lieu au sein du contact. Parmi eux, dans les systèmes mécanique, on peut citer les freins, les embrayages, les engrenages, etc.

Le développement à partir des années 1980 a conduit à un emploi de plus en plus fréquent de matériaux composites. C'est la raison pour laquelle nous allons nous intéresser, plus particulièrement, à des collecteurs en matériaux composites, renforcés par des fibres de carbone.

Aujourd'hui, le développement de la technologie fait que le courant qui circule à travers des aires de contacts glissantes est de plus en plus intense ; l'optimisation de la géométrie du collecteur nous apparaît nécessaire et il nous a semblé intéressant d'étudier le frottement et l'usure du matériau « taffetas carbone ».

L'objectif de ce travail consiste donc à étudier, à la fois les comportements tribologique et thermique de matériau composite de carbone.

De ce fait, notre mémoire s'articule de la façon suivante :

Dans le premier chapitre, on va introduire les matériaux composites d'une manière générale. Faire connaître de façon succincte, mais en demeurant aussi claire que possible sur les principes de différents processus de mise en œuvre et procédés. Les produits actuellement fabriqués, fibre et matrice et les différents types d'organisation.

Le deuxième chapitre traite le comportement élastique d'un matériau composite à différents types de renforcement, la théorie simplifiée des stratifiés et l'effet hygrothermique sur le comportement des stratifiés.

Le troisième chapitre présente une étude théorique fondée sur une recherche bibliographique. Cette dernière porte sur les différents modèles thermiques de contact et sur les phénomènes physiques qui sont à l'origine de la génération de chaleur au cours du frottement.

Dans le quatrième chapitre on a présenté une synthèse bibliographique sur l'effet du courant électrique dans les contacts électriques glissants.

Le cinquième chapitre est dédié à une application au freinage automobile à disque pour la détermination de la température générée au niveau du contact avec l'utilisation du modèle de

Newcomb et un modèle numérique qu'on a élaboré. De plus, grâce à ce modèle on a pu comparer deux couples de matériaux acier-composite (matrice organique) et cuivre-composite C-C.

Le sixième chapitre est réservé à l'application d'un autre modèle numérique dans le cas d'un contact glissant sans passage d'un courant électrique à travers le contact du couple cuivre/composite C-C.

Le septième et dernier chapitre est consacré à l'application du même modèle mais avec passage du courant électrique.

CHAPITRE I:
GENERALITES SUR LES
MATERIAUX COMPOSITES

I. GENERALITES SUR LES MATERIAUX COMPOSITES

I. 1. Introduction

La recherche permanente d'innovation technique a conduit les scientifiques et les ingénieurs, non seulement à accroître les performances mécaniques et physique des matériaux traditionnels (notamment les matériaux par traitement thermique) mais aussi à composer (généralement par fusion) différents métaux pour obtenir les alliages. Ces alliages présentent les caractéristiques de l'état métallique (structure cristalline, aptitude aux déformations plastiques...).

Des combinaisons de matériaux, pour faire jouer à chacun un rôle spécifique dépendant de ses propriétés intrinsèques, ont permis aussi d'améliorer les performances des structures réalisées.

Une voie a consisté à développer des matériaux qui n'existaient pas à l'état naturel : ce fut l'apparition des matériaux de synthèse tels que les plastiques synthétiques (il existe des plastiques naturels : la gélatine, la gomme-laque, la corne etc.).

Les matériaux composites sont des matériaux artificiels modernes, utilisés essentiellement pour la réalisation des pièces de haute fiabilité.

Les constituants de ces matériaux composites sont :

- un matériau de liaison assurant la cohésion et le transfert des actions à l'ensemble du matériau composite : c'est la matrice ;
- un matériau procurant les principales propriétés mécaniques du matériau composite (rigidité, résistance, dureté) : c'est le renfort.

Les matériaux composites sont donc par essence des matériaux renforcés à hétérogénéité de structure maîtrisée.

I. 2. Constituants de base

I. 2. 1. Renfort

I. 2. 1. 1. Rôle du renfort

Par une orientation judicieuse, le renfort assure principalement un double rôle mécanique : résistance et rigidité.

I. 2. 1. 2. Principaux matériaux de renfort

La classification des matériaux de renforts pose un certain nombre de problèmes. En effet il n'est pas facile de dire si les fibres de carbone sont des céramiques au sens matériau inorganique essentiellement non métallique ou des pseudo-renforts organiques en pensant au matériau précurseur dont elles sont issues. De la même façon, les fibres de verre doivent-elles être classées simplement comme renfort minéraux ou comme céramiques.

Afin d'éviter toute confusion, nous classerons dans les céramiques uniquement les matériaux inorganiques non métalliques obtenus soit par filage, soit par dépôt ou par frittage. Les fibres de verre et de carbone sont considérées comme des matériaux inorganiques spécifiques.

L'organigramme suivant représente ces différents renforts. Les renforts soulignés correspondent à ceux qui sont utilisés dans l'aéronautique [9].

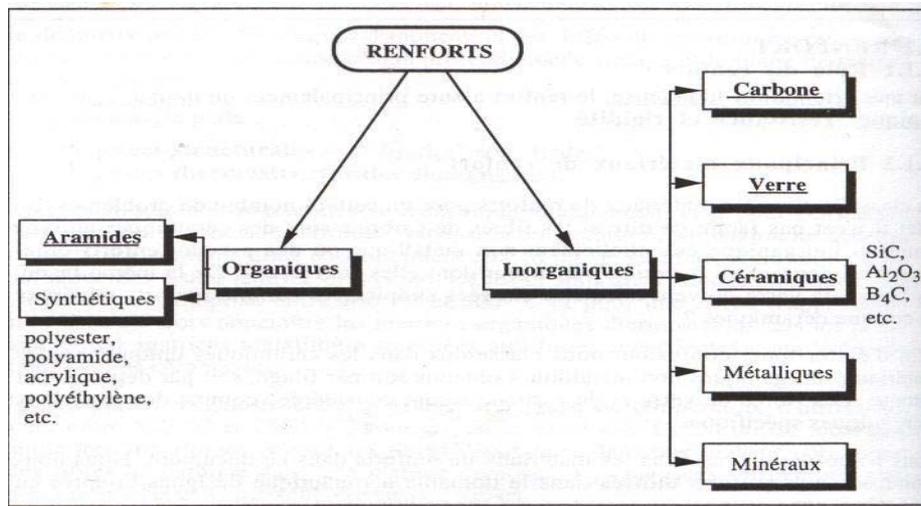


Figure I. 1. Description des différents matériaux constitutifs de renforts

I. 2. 1. 3. Forme des renforts

I. 2. 1. 3. 1. Renforts monodimensionnels

La petitesse du diamètre des renforts s'explique par le caractère fragile du comportement des différents matériaux de renfort qui ne permet pas l'utilisation directe dans la masse. Il est possible de pallier ce problème en donnant à ces matériaux des formes qui présente une faible rigidité à la flexion et facilite leur mise en forme, notamment lors de certaines opérations comme le bobinage ou le moulage de pièce non planes.

La production de filaments de très faible section, de l'ordre de quelques microns, permet d'obtenir une grande souplesse mécanique. Elle rend aussi possible une minimisation des quantités de matière nécessaires à la fabrication des pièces composites, grâce à une orientation préférentielle dépendant des sollicitations mécanique appliquées.

Un nombre important de filaments sont regroupés afin :

- de répartir les microdéfauts locaux qui peuvent exister au niveau du filament ;
- d'obtenir un fil de base de diamètre suffisant pour une manipulation rapide tout en gardant une faible rigidité flexionnelle lors de la mise en forme ;
- d'augmenter la longueur du fil manipulable. En effet certains procédés ne permettent pas d'avoir des longueurs de filaments de plus de quelque dizaines de centimètre.

De plus, ces fils de base peuvent subir des opérations consistant à leur donner de la torsion (retordage), principalement dans les applications textiles, afin de leur assurer un maintien lors de leur mise en œuvre : on obtient des fils simples et des fils retors [8].

L'appellation fil, généralement réservée à des applications textiles, représente tout aussi bien l'association de filaments pour former une mèche, ou stratifil, que des fibres correspondant à l'association de fils discontinus.

Ces fibres ou mèches sont alors présentées commercialement sous forme de pelotes ou bobines.

I. 2. 1. 3. 2. Renfort de tissage

On appellera renforts de tissage, les renforts résultant de l'association de fils entrecroisés par opération de tissage, de tressage ou de tricotage [1].

I. 2. 1. 3. 2. 1. Tissus à deux directions

Les tissus plans à deux directions de fils correspondent à la majeure partie des produits tissés. Ils sont constitués par l'entrecroisement de deux ensembles de fils, selon deux directions orthogonales, formant une surface de grande dimension par rapport à son épaisseur. Le mode d'entrecroisement définit la protection du tissu.

Dans le cas des tissus destinés à des applications mécaniques, on distingue différentes armure dont les caractéristiques sont :

- taffetas ou toile, serge, satin ;
- unidirectionnelle ou bidirectionnelle à haut module.

Cet entrecroisement est réalisé par l'intermédiaire d'un métier à tisser. Les fils parallèles au sens d'avancement du tissu confectionné sont dénommés fils de chaîne, alors que les fils orthogonaux au fils de chaîne sont appelés fils de trame.

L'ondulation du tissu est caractérisée par une grandeur, notée embuvage, définie en pourcentage comme la différence entre la longueur du fil droit avant mise en œuvre et la longueur de ce fil tissé rapportée à cette dernière.

Plus le tissu présente d'ondulations, plus l'embuvage est élevé, entraînant une diminution des caractéristiques mécaniques du tissu comparativement à celles des fils constitutifs.

Les tissus unidirectionnels ont un embuvage très faible. Les non-tissés tricotés bidirectionnels ou multidirectionnels ont un embuvage nul.

Cet embuvage peut être réduit par l'utilisation de mèches de faible épaisseur.

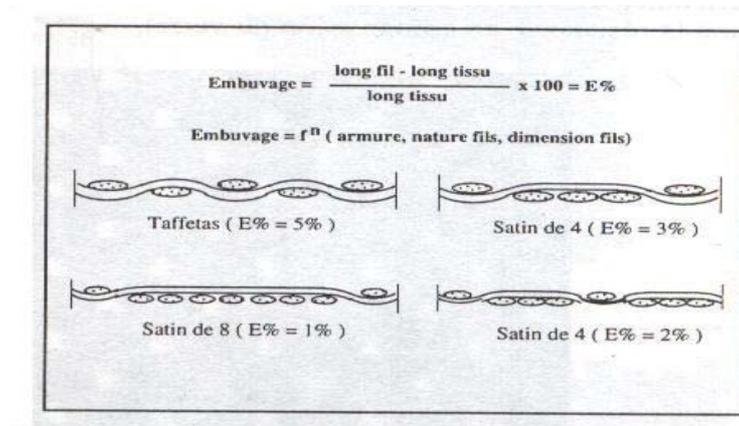


Figure I. 2. Embuvage

- **Taffetas ou toile :**

Chaque fil de chaîne alternativement pas dessus puis dessous chaque fil de trame et réciproquement. Le tissu présente une bonne planéité et une relative rigidité, mais est peu déformable pour la mise en œuvre. Les nombreux entrecroisements successifs, génèrent un

embuvage important et réduisent donc fortement les caractéristiques mécaniques du tissu par rapport aux caractéristiques intrinsèques du fil seul.

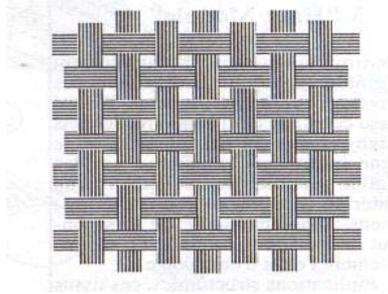


Figure I. 3. Armure taffetas

- **Sergé :**

Chaque fil de chaîne flotte au dessus de plusieurs fils de trame et chaque fil de trame flotte au dessus de plusieurs fils de chaîne. Cette armure présente une plus grande souplesse que le taffetas, tout en ayant une bonne densité de fils.

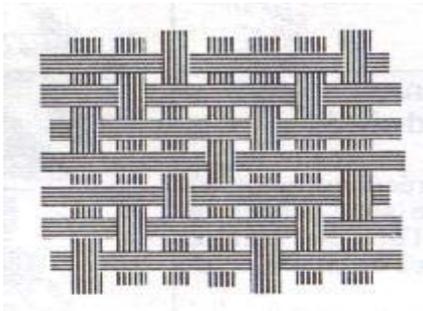


Figure I. 4. Sergé de 3, lie de 1

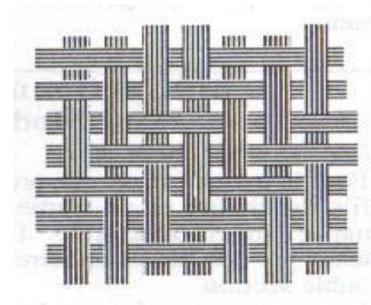


Figure I. 5. Sergé de 2, lie de 2

- **Satin :**

Chaque fils de chaîne flotte au dessus de plusieurs fils de trame et réciproquement. On dit alors que c'est un satin de terme n . mais les décochements ou lies successifs, ont pour valeur un nombre premier, différent de 1, du terme et donnent au tissu un aspect uni. Ces tissus ont des aspects différents de chaque coté. Ces tissus sont d'autant plus souples que le terme est élevé et sont particulièrement adaptés à la mise en forme de pièces à surfaces complexes. En outre, plus le terme est élevé plus l'embuvage diminue.

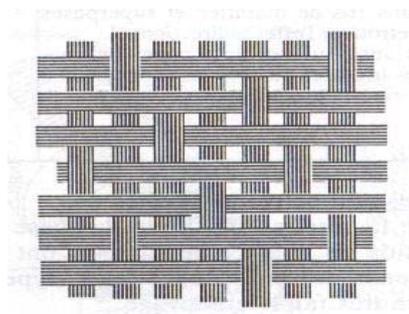


Figure I. 6. Satin de 5, décochement de 3

- **Unidirectionnelle à haut module :**

Afin de diminuer presque complètement l'effet d'embuvage dû aux ondulations des fils au niveau des entrecroisements, il a été créé un tissu constitué de fils unidirectionnels dans le sens chaîne (principalement) ou le sens trame (rarement), maintenus par des fils de faible section, éventuellement d'un autre matériau dans le sens complémentaire. Ce fil secondaire peut même être tricoté afin de supprimer totalement l'effet d'embuvage.

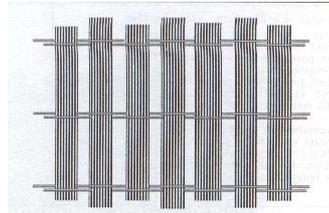


Figure I. 7. Armure unidirectionnelle à « haut module »

- **Bidirectionnelle à haut module :**

Pour la même raison que précédemment, les fils de chaîne et de trame sont placés en nappes superposées à 90^0 l'une de l'autre et tenus par des fils secondaires de maintien de faible section.

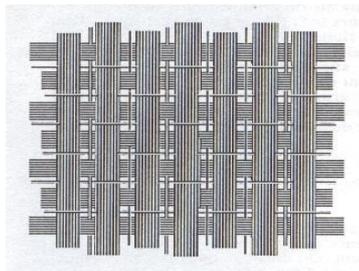


Figure I. 8. Armure bidirectionnelle à « haut module »

I. 2. 1. 3. 2. 2. Tissu en forme

Ce type de tissage permet d'obtenir des structures creuses de forme proche de celle du produit fini. Il s'applique principalement dans le cas de pièces de révolution de forme cylindrique ou conique comme des éléments de tuyères.

Dans le cas des tissages 3D, les fils sont orientés suivant trois directions orthogonales deux à deux

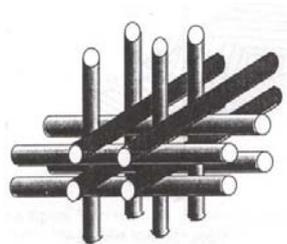


Figure I. 9. Description locale des croisements

Dans le cas de tissage 4D, les directions des fils peuvent être orientées suivant les quatre diagonales d'un parallélépipède.

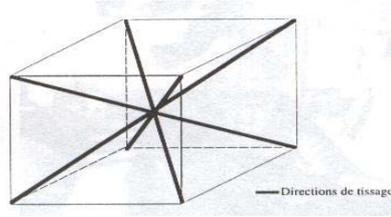


Figure I. 10. Tissage 4D

I. 2. 1. 3. 2. 3. Tissus multiaxiaux

On trouve aussi des renforts appartenant à la catégorie des produits tricotés ou cousus. Ils sont composés de plusieurs nappes de roving de type soit bidirectionnel soit multidirectionnel, tricotées ou cousus aux intersections. Ils présentent l'avantage de supprimer l'effet d'embuvage existant dans les tissus conventionnels.

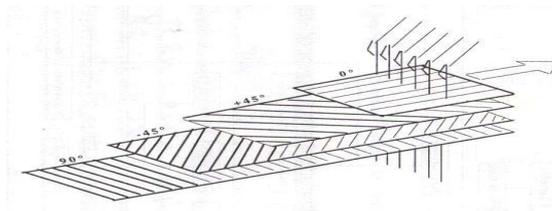


Figure I. 11. Tissus multiaxiaux

I. 2. 1. 3. 2. 4. Tresse

Les tresses destinées à la réalisation de forme tubulaire, conique sont obtenues par tissage circulaire. Les fils constitutifs forment une trajectoire hélicoïdale de façon à obtenir une inclinaison par rapport à l'axe de la tresse.

Le diamètre de la tresse étant fonction de l'angle d'inclinaison de ces fils, il est possible d'obtenir des tresses de diamètre variable.

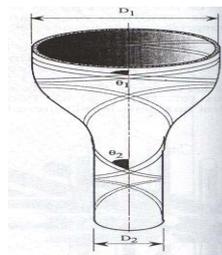


Figure I. 12. Profil d'une tresse

I. 2. 1. 4. Fibres de carbone

I. 2. 1. 4. 1. Historique

L'apparition des fibres de carbone en tant que matériau de renfort se situe au début des années 60. La société Union Carbide développe alors un procédé de fabrication de fibre de carbone à partir d'une fibre textile de rayonne.

Parallèlement en 1961 le japonais Shindo publie les premiers travaux concernant les fibres de carbone. En 1963, l'anglais Watt développe pour le Royal Aircraft Establishment des fibres de carbone à partir des fibres de PolyAcryloNitrile (carbone à base PAN). Ces fibres,

associées à des résines phénoliques, sont principalement utilisées pour leurs propriétés thermiques [2].

A partir des années 70, il apparaît des fibres de carbone obtenues à partir de résidus de raffinerie de charbon ou de pétrole, dénommés brais.

Les premières fibres PAN ont été commercialisées en 1971 aux USA par Union Carbide (Thornel 300) et Hercules (type A).

Actuellement, les fibres de carbone contiennent au moins 95% d'atomes de carbone en masse, élaborées par carbonisation associée ou non à une pyrolyse, de fibre organiques dénommées précurseurs (on appelle précurseur une matière fibreuse, généralement organique qui, par transformation, donne naissance à une fibre à caractéristiques améliorées).

I. 2. 1. 4. 2. Principales caractéristiques

I. 2. 1. 4. 2. 1. Caractéristiques mécaniques et thermiques

Il existe actuellement une gamme très étendue de fibres de carbone sur le marché. Ces fibres peuvent être classifiées selon cinq catégories :

- Les fibres standards de première génération : représente la majeure partie des fibres de carbone actuellement commercialisées ;
- Les fibres à haute résistance ou ténacité : représente des fibres standard de seconde génération, présentant une résistance à la rupture accrue, qui se substituent de plus en plus aux fibres de première génération ;
- Les fibres à module intermédiaire (avec un allongement important ou non) : correspond à des fibres à performances améliorées, tant du point de vue du module que de la résistance, dont certaines présentent un taux d'allongement important ($\approx 2\%$) ;
- Les fibres à haut module : représente des fibres dont le module est plus important, s'accompagnant d'une perte de résistance par rapport aux fibres standard de même génération ;
- Les fibres à très haut module en cours de développement : indique des performances atteintes au stade de la recherche et du développement de nouvelles fibres.

Le diamètre moyen des filaments constitutifs de ces fibres est compris entre 5 et 10 μm .
Le nombre de filaments par fibre s'échelonne de 1000 à 12000.

Le coefficient de dilatation à température ambiante est faible, voire négatif, dans le sens axial ($\alpha < 10^{-6} / ^\circ C$). De part l'anisotropie marquée de la structure des fibres de carbone, ce coefficient est beaucoup plus important dans le sens radial ($20.10^{-6}/^\circ C$).

Un des problèmes majeurs des fibres de carbone est d'être attaqué par l'oxygène dès 400 $^\circ C$. Par contre, le point de fusion des fibres de carbone étant d'environ 3900 $^\circ C$, elles peuvent résister sans problème jusqu'à 2000 $^\circ C$ en atmosphère non oxydante. Il est bien évident que c'est alors la limitation de la résistance en température de la matrice associée à ces fibres qui conditionnera le comportement en température (les fibres de carbone à matrice carbone et tissage 3 ou 4 D) [4].

Les fibres de carbones présentent une mauvaise résistance aux chocs ainsi qu'à l'abrasion.

I. 2. 1. 4. 2. 2. Caractéristiques physico-chimiques

Les fibres de carbone ont une bonne résistance aux agents chimiques sauf à l'oxygène à haute température et au contact de certains métaux qui rendent nécessaires des protections particulières [4].

I. 2. 1. 4. 3. Procédé de fabrication à base PAN

I. 2. 1. 4. 3. 1. Fabrication du précurseur

La fabrication des fibres de carbone à base de PAN, comme son nom l'indique est réalisée à partir d'un fil précurseur de type polyacrylonitrile qui est un polymère thermoplastique. Il subit une opération d'étirage en sortie de filière afin d'augmenter l'orientation et la cristallinité du fil.

Les filaments constitutifs du fil sont généralement recouverts d'un agent de protection (opération d'ensimage) qui a pour fonction d'éviter le collage mutuel des filaments et la fusion lors de l'étape ultérieure d'oxydation.

Les fils pour précurseur de fibres de carbone à haute performances sont constitués d'un nombre de filaments très inférieurs aux fils PAN destinés à des applications textiles. Ceci permet d'améliorer l'homogénéité du traitement ultérieur. Le diamètre de ces filaments joue un rôle primordial sur les propriétés mécaniques. Les nouvelles familles de fibres ont pu être développées grâce à la diminution sensible de ce diamètre qui est passé de 10 à 7 microns pour atteindre actuellement 5,5 microns pour les filaments les plus performants [5]. De même, les conditions de filage du précurseur permettent d'augmenter formidablement la résistance mécanique des fibres de carbone qui en découlent.

I. 2. 1. 4. 3. 2. Fabrication de la fibre

La fabrication des fibres de carbone proprement dites peut être décomposée en 4 ou 5 opérations distinctes selon le type de fibre à fabriquer, qui sont schématisées à la figure I. 13.

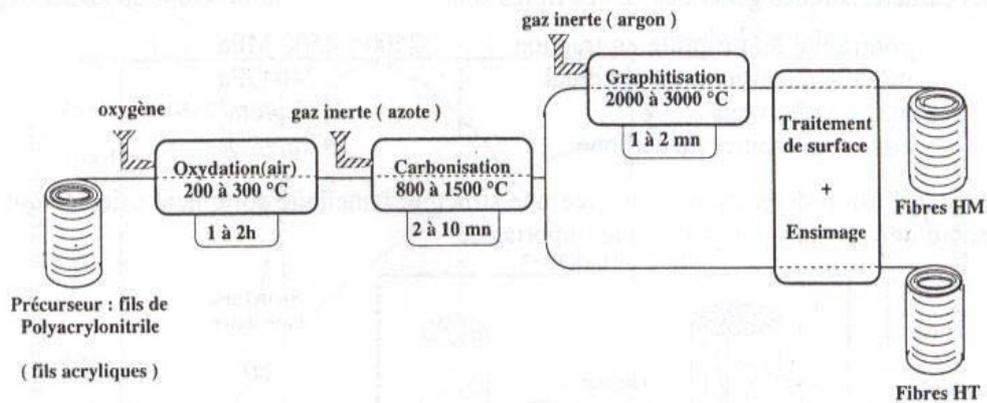


Figure I. 13. Schéma de principe de fabrication des fibres de carbone à base de PAN

Nous allons maintenant décrire ces 5 opérations ; une oxydation, une carbonisation, une graphitisation, un traitement de surface et un ensimage [6].

I. 2. 1. 4. 3. 2. 1. Oxydation du précurseur

Cette opération a pour principales fonctions :

- d'effectuer une cyclisation des chaînes moléculaires aboutissant à leur orientation dans le sens de la fibre ;
- de réaliser une stabilisation de ces chaînes moléculaires afin d'éviter que la fibre ne se rétracte lors de l'étape ultérieure de carbonisation. Cette oxydation s'effectue à l'air à l'environ 200 à 300⁰C durant 1 à 2 heures selon le fabricant ;
- de rendre infusible la fibre avant carbonisation.

I. 2. 1. 4. 3. 2. 2. Carbonisation

Le précurseur, après oxydation, subit une carbonisation sous atmosphère inerte (azote) dans une série de four allant de 800 à 1500⁰C durant un temps relativement court (2 à 10 minutes).

Durant la carbonisation, le fil doit subir un étirage afin de maintenir l'orientation des chaînes moléculaires. Cette carbonisation sous atmosphère inerte d'azote permet de ne garder que les atomes de carbone (90 à 98%) et quelques atomes d'azote. Le filament perd alors la moitié de sa taille ; de 10 microns de diamètre en sortie de filière à 7 microns de diamètre après carbonisation.

Les caractéristiques générales de ces fibres sont :

- contrainte à la rupture en traction 2500 à 4500 MPa;
- module d'élasticité longitudinale 240 MPa;
- masse volumique 1,77g/cm³;
- pureté en atomes de carbone 97 à 98%.

Cette opération de carbonisation crée une structure lamellaire fortement orientée qui génère une anisotropie mécanique importante.

La fibre obtenue présente une forme géométrique non circulaire, légèrement aplatie.

I. 2. 1. 4. 3. 2. 3. Graphitisation

Afin d'augmenter la rigidité de fibre de carbone, il est possible d'effectuer une opération de graphitisation qui consiste en un accroissement des groupements d'atomes de carbone, appelés BSU (Basal Structural Units). On aboutit alors à une fibre dite à haut module.

Pour cela, les fibres sont chauffées à une température de l'ordre de 2000 à 3000⁰C en atmosphère inerte (argon-hélium). Cette opération crée alors des défauts dans la structure qui diminuent la contrainte de rupture en traction.

L'application de l'opération de graphitisation permet d'obtenir des fibres dites à haut module.

I. 2. 1. 4. 3. 2. 4. Traitements de surface

Afin d'améliorer l'accrochage des matrices polymères, la fibre subit une oxydation soit sous air chaud, soit par voie chimique ou par voie électrolytique.

I. 2. 1. 4. 3. 2. 5. Ensimage

La fibre de carbone brute est constituée de milliers de monofilaments continus d'un diamètre très faible de 5 à 7 microns qui présentent un allongement réduit de l'ordre de 1 à 2%. Ceci rend quasiment impossible une utilisation industrielle de la fibre telle quelle. On a donc recours à l'ensimage qui consiste à imprégner la fibre dans un produit spécifique (ex : alcool polyvinylique). Il est alors possible de préparer la fibre sous forme commerciale (bobine, tissu, etc.).

I. 2. 1. 4. 4. Procédé de fabrication à base de brai

I. 2. 1. 4. 4.1. Fabrication du précurseur

Le brai est un résidu de raffinerie, issu du pétrole ou du charbon. Il est chauffé à 350°C, puis filé avant que soient effectuées les opérations précédentes d'oxydation et de carbonisation. Les fibres obtenues présentent alors une section bien circulaire.

Après fabrication de ce précurseur, le procédé d'élaboration des fibres de carbone à base de brai est identique à celui des fibres à base de PAN.

Ces fibres ont un rendement massique (de l'ordre de 80%), défini par la masse produit final rapportée à celle de la matière première, supérieur au procédé à base PAN et une matière première bon marché permettant d'abaisser leur coût. Cependant la nécessité de filer au préalable le résidu, associée à des caractéristiques mécaniques moindres non seulement empêchent une diffusion importante (leur part de marché est d'environ 15%) notamment dans le domaine aéronautique, mais génèrent un coût final parfois supérieur aux fibres à base PAN.

Le tableau résume les principaux avantages et inconvénients des fibres de carbone.

AVANTAGES	INCONVENIENTS
Module d'élasticité très élevé dans le sens longitudinal aux fibres (Fibre HM : 300GPa)	Faible résistance aux chocs.
Résistance à la rupture en traction très élevée (Fibres HT : 3000 MPa)	Prix élevé.
Assez faible densité : 1,75 à 1,9	Mauvaise tenue à l'abrasion.
Très bonne tenue à la température atmosphérique inerte (absence d'oxygène)	Chute des caractéristiques en atmosphère oxydante.
Dilatation thermique très faible dans le sens des fibres, voire négative	Faible allongement à la rupture
Usinage aisé	

Tableau I. 1. Les principaux avantages et inconvénients des fibres de carbone

I. 2. 2. La matrice

Les fibres ne peuvent être utilisées seules ; il est nécessaire de les placer dans un produit d'emballage, la matrice. Trois familles principales de matériaux fibreux correspondent à des matrices de nature différente : organique, métallique ou céramique.

I. 2. 2. 1. Matrice organique

Elles sont obtenues à partir de polymères thermoplastiques ou thermodurcissables.

Dans le cas des résines thermodurcissables, la mise en forme est effectuée impérativement avant l'étape de polymérisation au cours de laquelle le matériau devient, de façon irréversible, rigide ; les produits couramment utilisés sont à base de résines polyester insaturé, époxyde ou phénolique. Pour les résines thermoplastiques, la plasticité nécessaire à la mise en forme est obtenue à volonté par simple chauffage de la matrice, le matériau reprenant sa rigidité lors du refroidissement. Cette particularité permet leur emploi pour des applications en très grande série (pièce automobile). L'utilisation des résines thermoplastiques est encore limitée, car leur emploi est plus délicat et nécessite d'opérer à température élevée.

Ces matériaux possèdent de bonnes propriétés mécaniques, associées à une faible masse volumique. Toutefois si on compare les constituants, on s'aperçoit que généralement les matrices organiques ne contribuent que très faiblement aux caractéristiques mécaniques du composites ; elles jouent, cependant un rôle fondamental en amortissant les efforts subis par le matériau, efforts transmis par l'intermédiaire des interfaces fibres-matrice : la bonne adhésion de la matrice avec le renfort, permet donc d'obtenir un produit plus performant. Les résines organiques ont une densité faible, sont des isolants électriques. Les composites organiques seront donc résistants à l'oxydation et à la corrosion, isolant électrique et thermique et permettront de réaliser des pièces de formes complexes, intégrant un maximum de fonctions [7].

I. 2. 2. 2. Matrice métallique

Les composites à matrice métalliques ont été développés pour améliorer certaines caractéristiques des métaux ainsi que pour pallier certains inconvénients des composites à matrice organique (température d'utilisation limitée, vieillissement). Le renforcement des métaux et de leurs alliages par des fibres permet une amélioration de la rigidité [10], de la résistance mécanique et de la tenue à la fatigue à température ambiante.

Ces matériaux ont une excellente tenue à l'environnement, sont insensibles aux rayons UV, présentent une bonne stabilité dimensionnelle, une bonne conductivité électrique et thermique.

I. 2. 2. 3. Matrice céramique

Les composites céramique-céramique sont des fibres céramiques enrobées dans une matrice céramique. Les renforts fibreux permettent d'améliorer la ténacité des céramiques, matériaux très fragiles. Des conditions doivent cependant être respectées lors de l'élaboration du matériau, en particulier les forces d'adhésion fibres-matrice doivent rester faibles, sinon le composite céramique-céramique se révèle aussi fragile que les céramiques massives.

De manière générale, les composites céramique-céramique présente une bonne ténacité, une bonne résistance aux chocs et peuvent être utilisés à très haute température (plus de 2000°C pour les carbone-carbone en atmosphère neutre) ; ces composites sont également caractérisés par une bonne biocompatibilité et un excellent coefficient de friction.

Celui qui intéressé dans cette étude est la matrice carbonée.

I. 2. 2. 4. Matrice carbonée

La matrice carbonée peut être soit, réalisée par imprégnation liquide du substrat fibreux soit par dépôt chimique en phase vapeur soit en utilisant une combinaison des deux techniques.

Les propriétés du pyrocarbone déposé sur le substrat dépendront d'un certain nombre de paramètres que l'on peut faire varier afin d'obtenir le matériau souhaité.

Parmi ces paramètres :

- La température;
- La pression;
- La composition de la phase gazeuse et son débit.

Le procédé le plus utilisé en industrie est celui appelé « isotherme ». Ce traitement est effectué dans un four à induction dans le quel un hydrocarbure (CH_4 Par exemple) est soumis à une pression inférieure à 7000Pa (en général) et à une température constante (environ 1000°C). Le gaz se sépare partiellement et dépose du pyracarbone à la surface du substrat fibreux. Ce traitement de densification est fractionné en plusieurs cycles de manière à éviter le colmatage des vides et pores en surface.

I. 2. Propriétés des matériaux composites carbone-carbone

Les premiers matériaux composites C-C ont été mis aux points au début des années 60 dans le but de renforcer les composants en graphite. Ce type de matériau a été développé pour des composants de fusée devant évoluer dans des conditions extrêmes. Ses propriétés couplées à sa légèreté ont fait de lui un matériau intéressant pour beaucoup d'applications dans les structures et depuis 68 leur utilisation s'est étendue au freinage haut performance.

I. 3. 1. Propriétés mécaniques

Un matériau composite est un solide dans lequel deux ou plusieurs constituants sont associés pour lui conférer à l'échelle macroscopique dans certaines directions, un ensemble de propriétés que les composants ne peuvent atteindre séparément.

Les matériaux composites C-C présentent d'excellentes propriétés mécaniques grâce à la synergie des propriétés mécaniques des fibres associées à la matrice de carbone. L'interaction entre les fibres et la matrice influence les propriétés mécaniques du composite.

Les propriétés mécaniques du composite en traction (ou en compression) comme matériau fini, diffèrent de celles du renfort à cause de l'influence des caractéristiques mécaniques de la matrice utilisée.

Ces propriétés peuvent être déduites par l'utilisation de la formule des mélanges (domaine élastique). Pour une structure lamellaire, à deux phases la contrainte de traction (compression) dans le composite, σ_c est :

$$\sigma_c = v_f \sigma_f + v_m \sigma_m$$

Où

v_f et v_m sont les fractions volumiques des fibres et de la matrice rapporté au volume total du composite, tel que :

$$v_f + v_m = 1$$

Et σ_f et σ_m sont les contraintes de traction (compression) dans les fibres et dans la matrice respectivement.

- Si les plis sollicités parallèlement à la direction des fibres, le module d'Young du matériau composite, E_c sera donné par :

$$E = v_f E_f + v_m E_m$$

Où E_f et E_m sont les modules d'élasticité de la fibre et de la matrice respectivement [N/mm²]

- S'ils sont sollicités transversalement, le module d'Young du composite E_c est donné par :

$$E_c = \frac{E_f + E_m}{v_f E_f + v_m E_m}$$

I. 3. 2. Propriétés thermiques

Les matériaux composites C-C sont de très bons conducteurs de la chaleur, surtout dans le sens parallèle à l'axe des fibres où l'on peut atteindre 15 fois la conductivité dans le sens transversal. La conductivité thermique augmente proportionnellement avec la fraction de volume de graphite et le degré de graphitisation des fibres (HM), et approche celle de l'acier dans les directions des fibres. Pour améliorer la dissipation thermique dans le composite C-C et la résistance limite de rupture, sous influences thermique ou mécanique, les fibres sont orientées suivant des directions déterminées.

Le coefficient d'expansion thermique pour les composites carbone-carbone, dans la direction des fibres, varie avec la température et le type de fibre utilisée. Les valeurs négatives de ce coefficient permettent la configuration d'un matériau avec une expansion thermique nulle.

Le composite C-C a une capacité thermique relativement élevée : environ 800J/Kg à 20°C et environ 1600J/Kg à 600°C. Cette propriété lui permet d'évacuer efficacement la chaleur produite à l'interface durant le frottement ou d'absorber de grandes quantités avec une augmentation acceptable de la température.

I. 3. 3. Propriétés chimiques

Les matériaux composites C-C sont particulièrement vulnérables au processus d'oxydation à des températures $> 500^{\circ}\text{C}$ en milieu oxydant (l'air). Ceci présente un point faible de ces matériaux, surtout dans le cadre de freinage haute performances.

Il est alors nécessaire de prévoir une protection contre l'oxydation. Dans une certaine mesure, les freins d'avion ont déjà une protection contre l'oxydation car leur géométrie disque sur disque limite l'interaction avec l'environnement.

Toutefois, il est stable jusqu'à des températures de l'ordre de 3000°C et plus dans un milieu inerte ou sous vide.

I. 3. 4. Propriétés électriques

Les propriétés électriques d'un matériau composite C-C dépendent essentiellement des propriétés électriques des fibres utilisées comme renfort. Dans la direction de ces fibres.

La conductivité électrique d'une fibre de carbone dépend directement de sa microstructure et de la continuité axiale des jonctions. L'orientation des plans graphitiques parallèlement à l'axe de la fibre lui donne une bonne conductivité électrique dans cette direction.

I. 3. 5. Tableaux récapitulatifs des caractéristiques thermiques et mécaniques des matériaux utilisés

I. 3. 5. 1. Fibres

Propriété	Fibre (PAN T-50) (HM)
Module d'élasticité (HM) (GPa)	370 Valeur moyenne
Résistance axial à la rupture (GPa)	2,9
Limite élastique en traction (GPa)	2,41
Coefficient de poisson	0,35
Dureté (GPa) sens \parallel à l'axe	7 (H#3. σ_y)
Conductivité thermique axial (W/m. $^{\circ}\text{C}$)	70
Coefficient d'expansion thermique axial ($10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$)	-1,13
Densité (Kg/m^3)	1,81
Résistivité électrique ($\mu\Omega.\text{m}$)	9,5

Tableau I. 2. Caractéristiques thermiques et mécaniques des fibres

I. 3. 5. 2. Matrice carbonée (Pyrocarbone)

propriété	Conductivité électrique $\rho(10^{-8}\Omega.m)$	Conductivité thermique $\lambda(w/m^{\circ}C)$	Module d'Young E(GPa)	Coefficient de poisson ν	Dureté H(MPa)
Sens parallèle au plan de base	35 à 45	20	1020	0,3	140
Sens perpendiculaire au plan de base	24 à 50 .10 ⁴	7	35,6	0,4	7

Tableau I. 3. Caractéristiques thermiques et mécaniques de la matrice**I. 3. 5. 3. Graphite**

propriété	Conductivité électrique $\rho_{\parallel}(10^{-8}\Omega.m)$	Conductivité thermique $\lambda_{\parallel}(w/m^{\circ}C)$	Module d'Young $E_{\parallel}(GPa)$	Coefficient de poisson ν_{\parallel}	Contrainte Cisaillement	
					τ_{\parallel}	τ_{\parallel}
Graphite polycristallin	800-1300	124-168	490	140	0,35	4,22
Carbone (non graphité)	5000	4,1	490	140	0,35	4,22

Tableau I. 4. Caractéristiques thermiques et mécaniques du graphite

I. 3. 5. 4. Composite 2D « taffetas »

propriétés	Composite C-C « taffetas »
Module d'élasticité : (GPa)	
- chaîne et trame $E_T = E_C$	117
- module globale $E_{\parallel fibres}$	127
- $E_{\perp fibres}$ aux plis	57
Volume en fibre	60%
Coefficient de poisson $\nu_{12} = \nu_1$	0,37
Coefficient de poisson $\nu_{21} = \nu_2$	0,166
Module de cisaillement $G_{12} = G_1 = G_{13}$ (GPa)	47
Module de cisaillement $G_{21} = G_2$ (GPa)	24
Densité (Kg/m ³)	1800
Chaleur spécifique (J.Kg ⁻¹ °C ⁻¹)	1420
Diffusivité thermique	
- $\chi_{\parallel fibres}$ (10 ⁻⁵ m ² /s)	1,25
- $\chi_{\perp fibres}$ (10 ⁻⁵ m ² /s)	0,11
Conductivité thermique	
- $\lambda_{\parallel fibres}$ (wm ⁻¹ /c)	30
- $\lambda_{\perp fibres}$ (wm ⁻¹ /c)	2,7
Coefficient d'expansion thermique (10 ⁻⁶ c ⁻¹)	
- Longitudinal $\alpha_{\parallel fibres}$	-0,4
- Transversal $\alpha_{\perp fibres}$	35
Dureté (10 ⁸ Pa)	
- $H_{\parallel fibres}$	6
- $H_{\perp fibres}$	1,4

Tableau I. 5. Caractéristiques thermiques et mécaniques du composite 2D « taffetas »

I. 3. 5. 5. Composite 3D « maillé »

propriétés	Composite C-C 3D
Module d'élasticité E_1 (GPa)	127
Volume total des fibres	45%
Coefficient de poisson ν_{12}	0,3
Module de cisaillement G_{12} (GPa)	47
Densité (Kg/m ³)	1800
Chaleur spécifique (J.Kg ⁻¹ °C ⁻¹)	1420
Diffusivité thermique χ (10 ⁻⁵ m ² /s)	1,18
Conductivité thermique λ (wm ⁻¹ /c)	29
Coefficient d'expansion thermique (10 ⁻⁶ c ⁻¹). Longitudinal $\alpha_{\parallel fibres}$	-0,4
Dureté (10 ⁸ Pa)	
- $H_{\parallel fibres}$	6
- $H_{\perp fibres}$	1,4

Tableau I. 6. Caractéristiques thermiques et mécaniques du composite 3D « maillé »

CHAPITRE II:
COMPORTEMENT D'UN COMPOSITE
A DIFFERENTS TYPES DE RENFORCEMENT

II. COMPORTEMENT D'UN COMPOSITE A DIFFERENTS TYPES DE RENFORCEMENT

II. 1. Caractérisation élastique de plis composite a différent types de renforcement

II. 1. 1. Introduction

L'étude du comportement mécanique des structures composites est très complexe à cause du problème lié à la géométrie du réseau de fibres dont dépendent les propriétés structurales. La prévision des caractéristiques élastiques d'un matériau composite se fait à partir de la connaissance des propriétés des constituants de base et de leur distribution.

II. 1. 2. Loi de comportement d'un composite à renforcement unidirectionnel

Les composites à renforcement unidirectionnel sont des matériaux à fibres continus orientées dans une direction afin de supporter des efforts important. Il est rare, dans la pratique, de rencontrer des matériaux purement anisotropes. Les composites possèdent en effet, de par leur constitution, des plan de symétrie qui réduisent le nombre de constantes d'élasticité indépendantes. A ce titre, l'application de la mécanique des milieux continus, homogènes et anisotropes permet de déterminé, en nature et en nombre, les caractéristiques nécessaires et suffisantes pour définir le comportement macroscopique du composite quelque soit l'état de charge appliqué.

La théorie classique de l'élasticité linéaire fait intervenir la loi de Hooke généralisé pour obtenir le tenseur des contraintes $\{\sigma\}$ en fonction de celui des déformations $\{\varepsilon\}$.

La représentation tensorielle de cette loi de comportement est donnée par :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \quad (\text{II.1})$$

La matrice $[C]$ est le tenseur du quatrième ordre qui définit la notion de rigidité et caractérise le degré d'anisotropie élastique du matériau.

Compte tenu des symétries des tenseurs des contraintes et des déformations, la loi de Hooke est représentée, le plus souvent, sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & \dots & C_{16} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ C_{16} & \dots & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.2})$$

La matrice de rigidité est symétrique, possède ainsi 21 coefficients caractéristiques indépendants.

II. 1. 2. 1. Comportement plan d'un pli spécialement orthotrope

La cellule élémentaire d'un pli composite unidirectionnel peut être considérée comme constituée d'une fibre entourée d'un cylindre de matrice (figure II. 1)

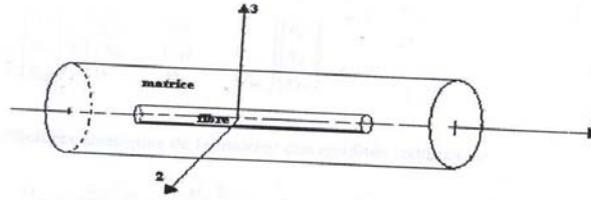


Figure II. 1. Cellule élémentaire représentative d'un pli composite UD

Ce type de matériau est isotrope dans le plan normal à la direction des fibres. Il se comporte donc comme un matériau isotrope transverse caractérisé par 5 coefficients indépendants. la matrice de souplesse [S] étant l'inverse de la matrice des rigidités [C], la relation (II.2) se traduit pour un tel matériau, en notation technique à :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & \frac{-\nu_{12}}{E_{11}} & \frac{-\nu_{21}}{E_{11}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & \frac{1}{E_{22}} & \frac{-\nu_{23}}{E_{11}} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{21}}{E_{11}} & \frac{-\nu_{23}}{E_{11}} & \frac{1}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu_{23})}{E_{22}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.3})$$

Où :

E_{11} et E_{22} : modules d'élasticité longitudinaux,

G_{12} : module de cisaillement,

ν_{12} , ν_{21} et ν_{23} : coefficients de poisson.

Sous l'action d'un état de contraintes planes, l'inverse de la relation (II.3) peut être exprimé suivant les directions principales d'orthotropie 1 et 2 comme :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.4})$$

Dont les coefficients élastiques de la matrice de rigidité réduite [Q] sont :

$$Q_{11} = \frac{E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}}, \quad Q_{12} = \frac{\nu_{12}E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}} = \frac{\nu_{21}E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}}$$

$$Q_{22} = \frac{E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}} \quad \text{et} \quad Q_{66} = G_{12} \quad (\text{II.5})$$

II. 1. 2. 2. Comportements plans d'un pli généralement orthotrope

Dans le cas d'une orientation des fibres d'un angle θ quelconque autour de l'axe Z (figure II.2), la mécanique élémentaire ou celui des déformations sera définie dans le nouveau repère de la plaque (x, y) par :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C^2 & S^2 & -2SC \\ S^2 & C^2 & 2SC \\ SC & -SC & (C^2 - S^2) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.6})$$

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C^2 & S^2 & -SC \\ S^2 & C^2 & SC \\ 2SC & -2SC & (C^2 - S^2) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.7})$$

$$C = \cos \theta \text{ et } S = \sin \theta$$

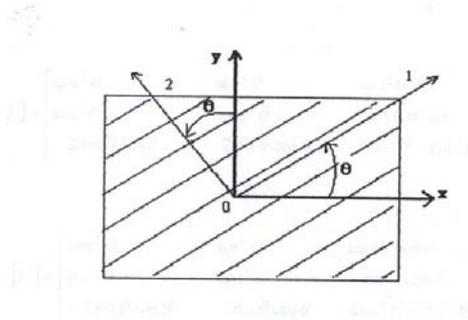


Figure II. 2. Système d'axe quelconque x et y faisant un angle θ avec le repère d'orthotropie 1 et 2

Les équations de transformation de base des contraintes (II.6) et des déformations (II.7) peuvent être réécrites respectivement comme suit :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = [T]^{-1} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.8})$$

et

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [T']^{-1} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.9})$$

Si on inverse ces dernières relations, on obtient :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = [T] \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.10})$$

$$\text{et } \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = [T'] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.11})$$

$$\text{avec } [T] = \begin{bmatrix} C^2 & S^2 & -2SC \\ S^2 & C^2 & 2SC \\ SC & -SC & (C^2 - S^2) \end{bmatrix} \quad (\text{II.12})$$

$$[T'] = \begin{bmatrix} C^2 & S^2 & -SC \\ S^2 & C^2 & SC \\ 2SC & -2SC & (C^2 - S^2) \end{bmatrix} \quad (\text{II.13})$$

La substitution de la relation (II. 11) et des équations contrainte-déformations (II. 4), réécrites dans le repère d'orthotropie 1 et 2, sous la forme plus condensée suivante :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = [Q] \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.14})$$

Dans la relation (II. 8), permet d'exprimer les équations contraintes-déformations dans le nouveau système d'axe arbitraires x et y :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = [\bar{Q}] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.15})$$

$$\text{Avec } [\bar{Q}] = [T]^{-1}[Q][T] \quad (\text{II.16})$$

La loi de comportement du pli généralement orthotrope sera donc réécrite dans le système d'axes de symétrie matérielle X et Y sous la forme :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.17})$$

Dont les rigidités réduites transformées $[\bar{Q}_{ij}]$ sont :

$$\begin{aligned} \bar{Q}_{11} &= Q_{11}C^4 + 2(Q_{12} + 2Q_{66})S^2C^2 + Q_{22}S^4 \\ \bar{Q}_{12} &= (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66})S^2C^2 + Q_{12}(S^4 + C^4) \\ \bar{Q}_{22} &= Q_{11}S^4 + 2(Q_{12} + 2Q_{66})S^2C^2 + Q_{22}C^4 \\ \bar{Q}_{16} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66})C^3S + (Q_{12} - Q_{22} + 2Q_{66})S^3C \\ \bar{Q}_{26} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66})S^3C + (Q_{12} - Q_{22} + 2Q_{66})C^3S \\ \bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66})S^2C^2 + Q_{66}(S^4 + C^4) \end{aligned} \quad (\text{II.18})$$

$[Q_{ij}]$: sont les coefficients de matrice de rigidité plane.

Par inversion de la matrice de rigidité réduite transformée $[\bar{Q}]$, les coefficients de la matrice souplesse transformée $[\bar{S}] = [\bar{Q}]^{-1}$ seront :

$$\begin{aligned}
\bar{S}_{11} &= S_{11}C^4 + (2S_{12} + S_{66})S^2C^2 + S_{22}S^4 \\
\bar{S}_{12} &= (S_{11} + S_{22} - S_{66})S^2C^2 + S_{12}(S^4 + C^4) \\
\bar{S}_{22} &= S_{11}S^4 + (2S_{12} + S_{66})S^2C^2 + S_{22}C^4 \\
\bar{S}_{16} &= (2S_{11} - 2S_{12} - S_{66})C^3S + (2S_{12} - 2S_{22} + S_{66})S^3C \\
\bar{S}_{26} &= (2S_{11} - 2S_{12} - S_{66})S^3C + (2S_{12} - 2S_{22} + S_{66})C^3S \\
\bar{S}_{66} &= 2(2S_{11} + 2S_{22} - 4S_{12} - S_{66})S^2C^2 + S_{66}(S^4 + C^4)
\end{aligned} \tag{II.19}$$

II. 1. 3. Loi de comportement d'un composite à renfort tissu

L'hypothèse de base consiste à remplacer le pli renforcé par le tissu par un stratifié à deux plis unidirectionnels orientés respectivement à 0° et 90° indépendamment de l'armure. La loi de comportement (II. 17) dans l'état plane s'écrit en grandeurs normalisées de la façon suivante dans les axes de symétrie matérielle du matériau X, Y

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{xx}^* & A_{xy}^* & 0 \\ A_{xy}^* & A_{yy}^* & 0 \\ 0 & 0 & A_{ss}^* \end{bmatrix} \tag{II.20}$$

Compte tenu du fait que le modèle à deux couches introduit est exclusivement utilisé pour le calcul de $[A^*]$. Dans le cas présent on a :

- Pour la couche 1 : $\alpha^1 = 0$;

- Pour la couche 2 : $\alpha^2 = \frac{\pi}{2}$.

Par suite :

$$A_{ij}^* = \frac{1}{e} \left(e^{[1]} [\bar{Q}(0)] + e^{[2]} \left[\bar{Q} \left(\frac{\pi}{2} \right) \right] \right) \tag{II.21}$$

Où :

$e^{[1]}$: épaisseur équivalente au renfort chaîne,

$e^{[2]}$: épaisseur équivalente au renfort trame,

e : épaisseur total du pli de tissu, égal à $e^{[1]} + e^{[2]}$.

La matrice de rigidité plane $[Q]$ peut être développée suivant les directions principales d'orthotropie 1, 2 (où 1 désigne la direction des fibres du pli élémentaire). En composante, il devient :

$$\begin{aligned}
A_{xx}^* &= \frac{1}{e} (e^{[1]} Q_{11} + e^{[2]} Q_{22}), \\
A_{yy}^* &= \frac{1}{e} (e^{[1]} Q_{22} + e^{[2]} Q_{11}), \\
A_{xy}^* &= Q_{12} \text{ et } A_{ss}^* = Q_{66} = G_{12}
\end{aligned} \tag{II.22}$$

Le calcul des épaisseurs $e^{[1]}$ et $e^{[2]}$ des couches unidirectionnelles s'effectue lorsqu'on considère les épaisseurs proportionnelles au taux de renfort suivant chacune des orientations, soit :

$$e^{[1]} = \frac{n_1}{n_1+n_2} \cdot e = k \cdot e \quad \text{et} \quad e^{[2]} = \frac{n_2}{n_1+n_2} \cdot e = (1 - k) \cdot e \quad (\text{II.23})$$

Où :

n_1 : nombre de fils par unité de longueur dans le sens chaîne,

n_2 : nombre de fils par unité de longueur dans le sens trame,

k : coefficient d'équilibrage en chaîne.

Dans le cas où le tissu est équilibré, il vient :

$$e^{[1]} = e^{[2]} = \frac{e}{2} \quad (\text{II.24})$$

Par suite :

$$A_{xx}^* = A_{yy}^* = \frac{1}{2}(Q_{11} + Q_{22}) \quad A_{xy}^* = Q_{12} \quad \text{et} \quad A_{ss}^* = Q_{66} = G_{12} \quad (\text{II.25})$$

Dont les grandeurs techniques seront déduites :

$$E_{cha\^ne} = E_{trame} = \frac{1}{\lambda}(kE_1 + (1 - k)E_2) - \frac{(E_1\nu_{21})^2}{(kE_2 + (1 - k)E_2)}$$

$$\nu_{cha\^ne} = \nu_{trame} = \frac{(E_1\nu_{21})^2}{(kE_2 + (1 - k)E_2)} \quad (\text{II.26})$$

$$\text{et } G_{tissu} = G_{12} \quad \text{Avec } \lambda = (1 - \nu_{12}\nu_{21})$$

II. 1. 4. Loi de comportement d'un composite à renfort mât

Un mât est constitué de fibres coupées d'orientation aléatoire dans le plan. Il peut être considéré comme une couche contenant des fibres orientées entre θ et $\delta\theta$. Dans ce cas les rigidités réduites transformées correspondantes seront examinées par :

$$\tilde{Q}_{ij} = \frac{\int_0^{2\pi} (\tilde{Q}_{ij}) \partial\theta}{\int_0^{2\pi} \partial\theta} \quad (\text{II.27})$$

Avec :

\tilde{Q}_{ij} sont les rigidités réduites transformées d'une couche unidirectionnelle de fraction volumique égale à celle de la couche à renfort mât. Pour simplifier les calculs, nous introduisons des grandeurs intermédiaires U_1 et V_1 lors de passage d'un repère d'orthotropie (1, 2) à un repère quelconque (x, y). De plus on remplace les puissances des fonctions trigonométriques par des multiples de l'angle θ . Tsai et Pagano ont démontré que :

$$\begin{aligned}
\bar{Q}_{11} &= V_1 + V_2 \cos(2\theta) + V_3 \cos(4\theta) \\
\bar{Q}_{22} &= V_1 - V_2 \cos(2\theta) + V_3 \cos(4\theta) \\
\bar{Q}_{12} &= V_4 - V_3 \cos(4\theta) \\
\bar{Q}_{16} &= -\frac{V_2}{2} \sin(2\theta) - V_3 \sin(4\theta) \\
\bar{Q}_{26} &= -\frac{V_2}{2} \sin(2\theta) + V_3 \sin(4\theta) \\
\bar{Q}_{66} &= \frac{V_1 - V_4}{2} \sin(2\theta) - V_3 \sin(4\theta)
\end{aligned} \tag{II.28}$$

Dont les expressions de V_i sont :

$$\begin{aligned}
V_1 &= \frac{1}{8}(3Q_{11} + 3Q_{22} + 3Q_{12} + 4Q_{66}) \\
V_2 &= \frac{1}{2}(Q_{11} - Q_{22}) \\
V_3 &= \frac{1}{8}(Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 4Q_{66}) \\
V_4 &= \frac{1}{8}(Q_{11} + Q_{22} + 6Q_{12} - 4Q_{66})
\end{aligned} \tag{II.29}$$

De façon similaire, on obtient les coefficients de la matrice de souplesse transformée en fonctions des invariants :

$$\begin{aligned}
\bar{S}_{11} &= U_1 + U_2 \cos(2\theta) + U_3 \cos(4\theta) \\
\bar{S}_{22} &= U_1 - U_2 \cos(2\theta) + U_3 \cos(4\theta) \\
\bar{S}_{12} &= U_4 - U_3 \cos(4\theta) \\
\bar{S}_{16} &= -U_2 \sin(2\theta) - 2U_3 \sin(4\theta) \\
\bar{S}_{26} &= -U_2 \sin(2\theta) + 2U_3 \sin(4\theta) \\
\bar{S}_{66} &= \frac{U_1 - U_4}{2} - 4U_3 \sin(4\theta)
\end{aligned} \tag{II.30}$$

Avec :

$$\begin{aligned}
U_1 &= \frac{1}{8}(3S_{11} + 3S_{22} + 2S_{12} + S_{66}) \\
U_2 &= \frac{1}{2}(S_{11} - S_{22}) \\
U_3 &= \frac{1}{8}(S_{11} + S_{22} - 2S_{12} - S_{66}) \\
U_4 &= \frac{1}{8}(S_{11} + S_{22} + 6S_{12} - S_{66})
\end{aligned} \tag{II.31}$$

Puisque les intégrales de $\sin(2\theta)$, $\sin(4\theta)$, $\cos(2\theta)$, $\cos(4\theta)$ sont nulles dans les relations (II. 27) pour chacune des rigidités suivantes :

$$\tilde{Q}_{11} = \frac{\int_0^{2\pi} [V_1 + V_2 \cos(2\theta) + V_3 \cos(4\theta)] d\theta}{\int_0^{2\pi} d\theta} = V_1$$

$$\tilde{Q}_{11} = V_1, \tilde{Q}_{12} = V_4, \tilde{Q}_{66} = \frac{V_1 - V_4}{2} \tag{II.32}$$

Dans ce cas, la loi de comportement d'un pli, orienté arbitrairement et soumis à un état de contraintes, devient :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} V_1 & V_4 & 0 \\ V_4 & V_1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{V_1 - V_4}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \tag{II.33}$$

Et les modules de la couche mât seront égales à :

$$E_{mât} = \frac{(V_1 - V_4)(V_1 + V_4)}{V_1}, \nu_{mât} = \frac{V_4}{V_1}, G_{mât} = \frac{V_1 - V_4}{2} \tag{II.34}$$

Nous vérifions que $G_{mât} = \frac{E_{mât}}{2(1 + \nu_{mât})}$ montre que le matériau se comporte dans le plan de la couche comme un matériau isotrope caractérisé par deux constantes élastiques indépendantes, la matrice de rigidité réduite en contraintes planes sera donc :

$$[Q] = \begin{bmatrix} \frac{E}{1 - \nu^2} & \nu \frac{E}{1 - \nu^2} & 0 \\ \nu \frac{E}{1 - \nu^2} & \frac{E}{1 - \nu^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{E}{2(1 + \nu)} \end{bmatrix} \tag{II.35}$$

II. 2. Théorie simplifiée des stratifiés

Un stratifié résulte de plusieurs couches (ou plis) de nappes unidirectionnelles, de tissus, ou de mât avec des orientations propres à chaque pli.

Le calcul du comportement moyen d'une plaque composite stratifié va être présenté comme suit :

II. 2. 1. Comportement en membrane

Soit un stratifié à symétrie miroir (les empilements des plis de part et d'autres du plan moyen sont identiques ($\mp\theta$)).

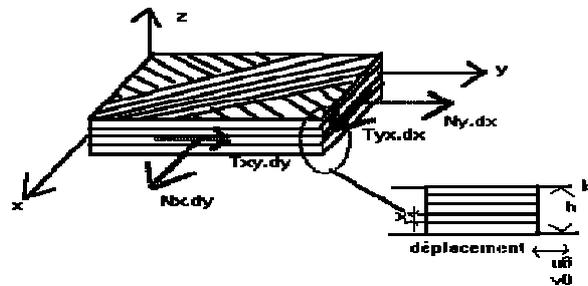


Figure II. 3. Efforts de membrane appliqués sur un stratifié

u_0 et v_0 sont les composantes du déplacement dans le plan moyen, et k l'indice de chaque pli.

$$\varepsilon_{0x} = \frac{\partial u_0}{\partial x}; \varepsilon_{0y} = \frac{\partial v_0}{\partial y}; \gamma_{0xy} = \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \quad (\text{II.36})$$

On est en hypothèse des petites déformations. On a alors une relation entre l'angle de rotation de la section et le déplacement suivant l'axe z notée w : $\alpha = \frac{\partial w}{\partial x}$.

Pour un point ne se trouvant pas dans le plan moyen, on aura comme déformation :

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x}(u_0 - z \frac{\partial w}{\partial x}) = \frac{\partial u_0}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (\text{II.37})$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y}(v_0 - z \frac{\partial w}{\partial y}) = \frac{\partial v_0}{\partial y} - z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (\text{II.38})$$

$\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}$ est la courbe de la plaque.

La déformation de cisaillement va s'écrire :

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial u_0}{\partial y} - 2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (\text{II.39})$$

Que l'on peut mettre sous la forme :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix} \quad (\text{II.40})$$

$$\text{Avec } k_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, k_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, k_{xy} = -2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

Ce qui permet d'écrire les contraintes dans un pli du composite stratifié sous la forme :

$$[\sigma] = [\bar{Q}]_k [\varepsilon_0] + z [\bar{Q}]_k [k] \quad (\text{II.41})$$

En supposant que le stratifié est uniquement soumis à des sollicitations dans son plan par unité de longueur : N_x , N_y , $T_{xy} = T_{yx}$. Ce sont des efforts de membrane (ou éléments de réduction pour des contraintes ou encore flux d'efforts dans le stratifié).

N_x : effort dans la direction x, par unité de longueur suivant la direction y.

N_y : effort résultant dans la direction y, par unité de largeur suivant la direction x.

$T_{xy} = T_{yx}$: cisaillement de membrane par unité de largeur suivant la direction y.

$$N_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x dz, N_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_y dz, T_{xy} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xy} dz$$

Les relations précédentes peuvent se mettre sous la forme :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-h}^h \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} dz \quad (\text{II.42})$$

L'hypothèse utilisée pour intégrer sur l'épaisseur du stratifié et calculer un matériau homogène équivalent est l'homogénéité de la contrainte dans chaque pli. Ceci permet de discrétiser les intégrales et d'écrire des sommes finies, c'est-à-dire :

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} dz \quad (\text{II.43})$$

On introduit les relations de comportements et on obtient:

$$[N] = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} ([\bar{Q}]_k [\varepsilon_0] + [\bar{Q}]_k [k] z) dz \quad (\text{II.44})$$

$$[N] = [A][\varepsilon_0] + [B][k] \text{ avec } A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (h_k - h_{k-1}) \quad (\text{II.45})$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \quad (\text{II.46})$$

Si le stratifié est équilibré (autant de plis dans une direction que dans l'autre), on a découplage entre déplacements dû à la traction et distorsion angulaire due au cisaillement, c'est à dire :

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0x} \\ \varepsilon_{0y} \\ \gamma_{0xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.47})$$

Les A_{ij} sont indépendants de l'ordre d'empilement des plis.

II. 2. 2. Comportement en flexion

Hypothèse sur les déplacements :

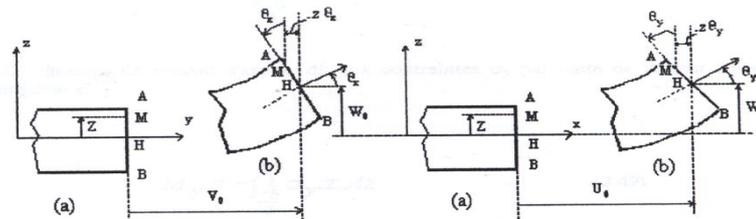


Figure II. 4. Géométrie de la déformation (a) avant et (b) après flexion

Aux sollicitations N_x, N_y, T_{xy} s'ajoutent par unité d'envergure :

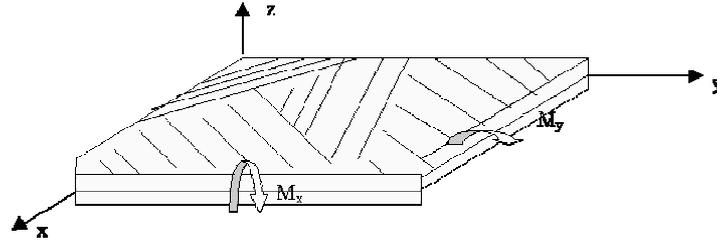


Figure II. 5. Schématisation des moments de flexion

M_x : moment fléchissant d'axe y, dû aux contraintes σ_x par unité de largeur suivant la direction y.

$$M_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x z dz \quad (\text{II.48})$$

M_y : moment fléchissant d'axe x, dû aux contraintes σ_y par unité de largeur suivant la direction x.

$$M_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_y z dz \quad (\text{II.49})$$

M_{xy} : moment de torsion d'axe x, dû aux contraintes τ_{xy}

$$M_{xy} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xy} z dz \quad (\text{II.50})$$

Comme pour le comportement en membrane, on discrétise par couche et on obtient :

$$[M] = \sum_{k=1}^n \int_{h_{k-1}}^{h_k} [\sigma] z dz \quad (\text{II.51})$$

On introduit la relation de comportement et on obtient :

$$[M] = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}] \left(\int_{h_{k-1}}^{h_k} \{\varepsilon_0\} z dz + \int_{h_{k-1}}^{h_k} \{k\} z^2 dz \right) \quad (\text{II.52})$$

En calculant les intégrales suivant z, [M] devient :

$$[M] = [B][\varepsilon_0] + [D][k] \quad (\text{II.53})$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (h_k^2 - h_{k-1}^2) \quad (\text{II.54})$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (h_k^3 - h_{k-1}^3) \quad (\text{II.55})$$

Les coefficients B_{ij} sont appelés les rigidités de couplage.

Les coefficients D_{ij} sont appelés les rigidités de flexion.

L'expression générale reliant les contraintes et déformations globales qui représente l'équation fondamentale pour les stratifiés s'écrit :

$$\begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_0 \\ k \end{bmatrix} \quad (\text{II.56})$$

II. 3. Influence de la séquence d'empilement des stratifiés

II. 3. 1. Stratifié unidirectionnel

Lorsque les fibres de toutes les couche présentent la même orientation, le stratifié est dit unidirectionnel. L'orientation des fibres peut être soit suivant les directions principales du matériau pour les couches spécialement orthotrope :

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = H \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.57})$$

Soit arbitraire pour les couches généralement orthotropes :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = H \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.58})$$

H : est l'épaisseur totale du stratifié.

II. 3. 2. Stratifié à renfort tissu

Le comportement en membrane d'un stratifié à renfort tissu est décrit par :

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.59})$$

Compte tenu de l'hypothèse qui consiste à considérer la couche renforcée par tissu comme deux couches à renforcement unidirectionnel croisées à 90° . Dans ce cas, les directions principales sont alignées avec les axes du stratifié (axe x dans le sens chaîne pour les couches chaînes $[0^\circ]$, axe y dans le sens trame pour les couches trames $[90^\circ]$).

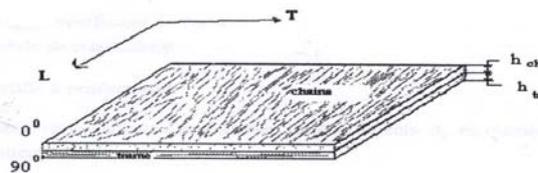


Figure II. 6. Analogie d'une couche à renfort tissu à un stratifié unidirectionnel à deux couches croisées.

A partir de la loi de comportement mécanique d'un pli à renfort tissu (II. 21) et (II. 22), on peut déduire donc les rigidités en membrane pour les couches tissées comme :

$$[A_{ij}] = \sum_{k=1}^n \left(e_k^{[1]} [Q(0)]_k + e_k^{[2]} [Q(90)]_k \right) \quad (\text{II.60})$$

En composantes, il vient :

$$\begin{aligned} A_{11} &= \sum_{k=1}^n \left(\frac{1}{e_k} \left[e_k^{[1]} (Q_{11})_k + e_k^{[2]} (Q_{22})_k \right] \right), \\ A_{22} &= \sum_{k=1}^n \left(\frac{1}{e_k} \left[e_k^{[1]} (Q_{22})_k + e_k^{[2]} (Q_{11})_k \right] \right), \quad A_{12} = \sum_{k=1}^n (Q_{12})_k, \end{aligned} \quad (\text{II.61})$$

$$A_{66} = \sum_{k=1}^n (G_{12})_k$$

$[Q_{ij}]$: matrice de rigidité plane dans son repère d'orthotropie 1, 2.

Les termes de rigidité en membrane A_{ij} s'expriment en fonction des constantes élastiques comme suit :

$$A_{11} = \sum_{k=1}^n \frac{(E_{tissu})_k}{1 - (v_{12}^2)_{tissu}_k} = A_{22}, \quad A_{12} = \sum_{k=1}^n (v_{12} \text{ tiss})_k \frac{(E_{tissu})_k}{1 - (v_{12}^2)_{tissu}_k} = A_{21}$$

$$A_{66} = \sum_{k=1}^n (G_{12})_k \quad (\text{II.62})$$

Avec $E_{tissu} = E_{trame} = E_{chaîne}$: le module de Young

$v_{tissu} = v_{trame} = v_{chaîne}$: coefficient de poisson

$G_{tissu} = G_{12}$: module de cisaillement

II. 3. 3. Stratifié à renfort mât

Dans le cas d'un composite à renfort mât, les coefficients A_{ij} en membrane pour N couches, s'expriment comme suit :

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \left[\frac{e_k}{2\pi} \int_{\theta=0}^{\theta=2\pi} [Q_{ij}]_k \partial\theta \right] \quad (\text{II.63})$$

Où $\frac{e_k}{2\pi}$: l'épaisseur de la couche k

En revanche à l'approche Tsai-Pagano, nous obtenons :

$$\begin{aligned} A_{11} &= \sum_{k=1}^n e_k (V_1)_k, \quad A_{12} = \sum_{k=1}^n e_k (V_4)_k, \quad A_{22} = A_{11}, \\ A_{16} &= A_{26} = 0, \quad A_{66} = \sum_{k=1}^n e_k (V_5)_k = \sum_{k=1}^n e_k (V_1 - V_4)_k \end{aligned} \quad (\text{II.64})$$

Vu que le stratifié mât se comporte comme un stratifié à couche isotrope, on peut réécrire les termes A_{ij} en fonction des constantes élastiques comme suit :

$$A_{11} = \sum_{k=1}^n \left(\frac{E_k e_k}{1 - v_k^2} \right) = A_{22}, \quad A_{11} = \sum_{k=1}^n \left(\frac{v_k E_k e_k}{1 - v_k^2} \right) = A_{22}$$

$$A_{11} = \sum_{k=1}^n \left(\frac{E_k e_k}{2[1 + v_k]} \right), \quad A_{16} = A_{26} = 0 \quad (\text{II.65})$$

II. 4. Effet hygrothermiques sur la loi de comportement mécanique des stratifiés

La déformation des milieux continus, en général, et des matériaux composites en particulier, n'est pas un phénomène mécanique pur mais s'accompagne normalement d'un effet thermique et d'effet hygrométrique [13].

La variation de la température produit une dilatation thermique (extension ou contraction) du matériau. Le phénomène de dilatation thermique peut être décrit en écrivant les déformations en un point (x, y) sous la forme :

$$\varepsilon_i (\text{thermique}) = \alpha_i \Delta T(x, y) \quad (\text{II.66})$$

Où α_i sont les coefficients de dilatation thermique et ΔT est la variation de température à partir d'une température de référence pour laquelle les déformations thermiques sont considérées comme étant égale à zéro.

Les propriétés mécaniques d'un matériau composite dépendent étroitement de la liaison fibres-matrice, liaison mécanique ou liaison chimique. La pénétration de molécule d'eau dans les composites attaque ces liaisons et modifie les propriétés de la matrice (si cette dernière est organique). La fibre reste généralement insensible à l'humidité (cela est vraie pour les fibres de verre, de carbone, de bore, mais faux pour les aramides ou kevlar).

Les phénomènes de dilatation par absorption ou désorption d'humidité conduisent à des effets analogues aux effets thermiques. Les déformations qui en résultent peuvent se mettre sous la forme :

$$\varepsilon_i (\text{thermique}) = \beta_i \Delta C(x, y) \quad (\text{II.67})$$

Où β_i sont les coefficients de gonflement appelés d'expansion hygroscopique, ΔC est la variation de la concentration de l'agent de gonflement à partir d'un état où les déformations de gonflement sont nulles.

Lorsqu'un stratifié multidirectionnel est assujéti à des effets conjugués de changement de température et d'humidité et il travaille en plus à la traction, l'état principal est la superposition des déformations produites par toutes les contraintes dans le repère d'orthotropie $(1, 2)$:

$$\{\sigma\}_{ij} = [Q]_{ij} \{\varepsilon_{ij} - \alpha_{ij} \Delta T - \beta_{ij} \Delta C\} \quad (\text{II.68})$$

Ou bien sous la forme matricielle :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} - \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ 0 \end{Bmatrix} - \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.69})$$

Il est supposé que la variation de température ΔT et le changement du tenseur de concentration en humidité ΔC son uniformes.

Dans le système d'axes de symétrie (x, y), le comportement d'un stratifié d'ordre d'empilement k est :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \left\{ \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_x \\ \beta_y \\ \beta_{xy} \end{Bmatrix} \right\} \quad (\text{II.70})$$

Avec :

$$\alpha_x = \alpha_1 \cos^2 \theta + \alpha_2 \sin^2 \theta, \alpha_y = \alpha_1 \sin^2 \theta + \alpha_2 \cos^2 \theta, \alpha_{xy} = 2(\alpha_1 - \alpha_2) \sin \theta \cos \theta$$

$$\beta_x = \beta_1 \cos^2 \theta + \beta_2 \sin^2 \theta, \beta_y = \beta_1 \sin^2 \theta + \beta_2 \cos^2 \theta, \beta_{xy} = 2(\beta_1 - \beta_2) \sin \theta \cos \theta \quad (\text{II.71})$$

En substituant les relations $\begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} k^0_x \\ k^0_y \\ k^0_{xy} \end{bmatrix}$ dans l'expression (II. 70) on trouve :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \left\{ \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} k^0_x \\ k^0_y \\ k^0_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_x \\ \beta_y \\ \beta_{xy} \end{Bmatrix} \right\} \quad (\text{II.72})$$

Les efforts en membrane sont obtenus par intégration des contraintes de l'équation (II. 72), par unité d'envergure de chaque couche à travers l'épaisseur du stratifié :

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k dz \quad (\text{II.73})$$

Où

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \left\{ \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} k^0_x \\ k^0_y \\ k^0_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} - \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_x \\ \beta_y \\ \beta_{xy} \end{Bmatrix} \right\} dz \quad (\text{II.74})$$

Ce qui donne :

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k^0_x \\ k^0_y \\ k^0_{xy} \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} N^{HT}_x \\ N^{HT}_y \\ T^{HT}_{xy} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.75})$$

[A] et [B] sont les matrices de rigidité de membrane et de couplage, et en déduisant les résultantes des forces hygrothermique $[N^{HT}]_{xy}$:

$$\begin{Bmatrix} N^{HT}_x \\ N^{HT}_y \\ T^{HT}_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \left\{ \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} + \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_x \\ \beta_y \\ \beta_{xy} \end{Bmatrix} \right\} dz \quad (\text{II.76})$$

Les moments résultants à travers les plis du stratifié sont dérivés à partir de l'équation (II.72).

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k z dz \quad (\text{II.77})$$

D'où

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} M_x^{HT} \\ M_y^{HT} \\ M_{xy}^{HT} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.78})$$

$[B]$ et $[D]$: sont respectivement les rigidités de couplage et de flexion.

$[M^{HT}]_{xy}$: sont les moments hygrothermiques :

$$\begin{Bmatrix} M_x^{HT} \\ M_y^{HT} \\ M_{xy}^{HT} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \left\{ \Delta T \begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} + \Delta C \begin{Bmatrix} \beta_x \\ \beta_y \\ \beta_{xy} \end{Bmatrix} \right\} z dz \quad (\text{II.79})$$

Les équations (II.72) et (II.73) sont réécrites respectivement sous la forme :

$$\begin{Bmatrix} N_x^{HT} \\ N_y^{HT} \\ T_{xy}^{HT} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ T_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{N}_x \\ \bar{N}_y \\ \bar{T}_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.80})$$

$$\begin{Bmatrix} M_x^{HT} \\ M_y^{HT} \\ M_{xy}^{HT} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{M}_x \\ \bar{M}_y \\ \bar{M}_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} k_x^0 \\ k_y^0 \\ k_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.81})$$

$[\bar{N}]$ et $[\bar{M}]$ sont respectivement les résultantes en forces et en moment. Elles sont égales à la somme des composantes mécaniques et hygrothermique, c-à-d sous la forme contractée :

$$\begin{bmatrix} \bar{N} \\ - \\ \bar{M} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon^0 \\ - \\ k \end{bmatrix} \quad (\text{II.82})$$

Dans le cas d'un stratifié symétrique, le comportement en membrane est défini par :

$$\begin{Bmatrix} \bar{N}_x \\ \bar{N}_y \\ \bar{T}_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.83})$$

CHAPITRE III:
LE CONTACT :
GENERALITES ET ASPECT THERMIQUE

III. LE CONTACT : GENERALITES ET ASPECT THERMIQUE

III. 1. Introduction

La tribologie est la science qui étudie l'ensemble des phénomènes qui ont lieu lorsque des corps en contact sont mis en mouvement relatif. Elle présente trois aspects distincts : le frottement qui est la résistance à un déplacement imposé, l'usure suite à la dégradation des surfaces qui se traduit par une perte de matière et la lubrification qui consiste à interposer un fluide entre les deux corps en contact. C'est une science pluridisciplinaire faisant intervenir des notions de mécanique, de physicochimie et de la science des matériaux en général.

Au début du vingtième siècle, la tribologie s'appuyait sur l'étude des volumes, avec une domination des concepts de la mécanique permettant d'établir des lois de comportement.

Au milieu du vingtième siècle, la tribologie s'est tournée vers l'étude des surfaces grâce aux concepts de la physique des surfaces. Depuis une vingtaine d'années, la recherche en tribologie porte sur l'étude de la dynamique des interfaces avec la prise de conscience du rôle fondamental des éléments interfaciaux dans un contact.

Les phénomènes de frottement ne sont pas décrits par des propriétés intrinsèques des matériaux, ce qui rend leur prédiction particulièrement délicate. En outre, le frottement et l'usure sont des phénomènes indépendants. Il est en effet possible de concevoir des systèmes à usure faible et frottement élevé (freins) ou à usure forte et frottement faible (usinage).

Enfin, l'introduction de la notion de contact à trois corps, qui s'articule autour des concepts de triplet tribologique, de circuit tribologique et de mécanisme d'accommodation de vitesse, a permis une meilleure compréhension des mécanismes de frottement et d'usure.

La tribologie est la science qui étudie les aspects positifs du frottement (les processus d'usinage et la fabrication...) aussi bien que les aspects négatifs (l'usure, les bruits engendrés et les vibrations...). Donc, elle peut contribuer aux améliorations suivantes :

- Améliorer la qualité du fonctionnement;
- Augmenter le rendement en minimisant les pertes énergétiques;
- Prolonger la durée de vie;
- Atteindre des vitesses plus élevées;
- Améliorer la lubrification.

III. 2. Structure d'un système tribologique

Les éléments d'un système tribologique sont (figure III. 1) :

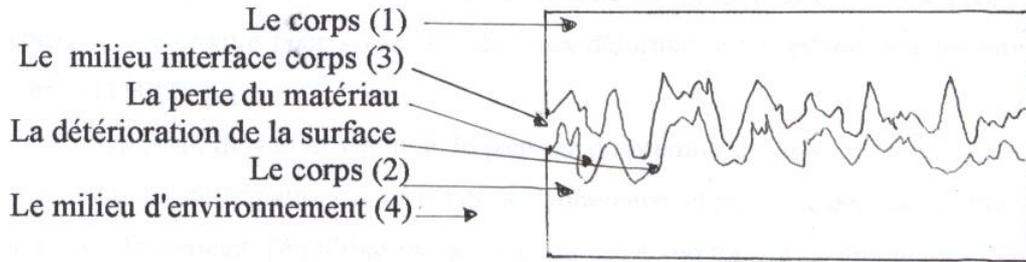


Figure III. 1. Les éléments d'un système tribologique

III. 3. Les conditions tribologiques et ses importants paramètres

Comme principaux facteurs responsables dans chaque phénomène de frottement et d'usure qu'il résulte, on peut considérer le couple de matériaux et les conditions tribologiques suivants :

Caractéristiques tribologiques	Système tribologique	Variables opératoires
Taux d'usure/aspect de surface	Corps (1)	Vitesse
Bruits et vibrations	Corps (2)	température
Température de contact	Interface	cinématique
Force de frottement/coefficient de frottement	environnement	Charge normale

Tableau III. 1. Les conditions tribologiques

III. 4. Les échelles en tribologie

Dans le système tribologique, il y'a des dimensions essentielles pour connaître les précautions de tous les constituants de ce système, on peut les résumer dans les points suivants :

- La mécanique des solides mesurée en macro mètre (taille des systèmes mécanique) ;
- La mécanique de surface mesurée en micromètre (taille d'interaction à l'échelle atomique) ;
- La physico-chimie de surface mesurée en nanomètre (taille de l'aire réelle de contact).

III. 5. La mécanique des contacts

Les sollicitations imposées aux corps (1) par le mécanisme conduisent à des champs de contraintes, des déformations et des températures à la surface du corps (2). Pour que le problème de l'antinomie entre le haut niveau de résistance mécanique exigé par le volume des corps (1) et (2) et leur faible résistance au cisaillement dans la zone du contact, soit résolu la présence d'un troisième corps, est nécessaire pour servir le siège aux déformations imposées par les vitesses relatives des corps (1) et (2) [42].

Du point de vue mécanique, le passage du premier corps au troisième corps sera caractérisé par la continuité des déformations dans le cas de l'adhérence, et par celle des contraintes tangentielles dans le cas du frottement, l'équilibre mécanique impose à son tour la

continuité des contraintes normales qui donne une dissipation d'énergie dans le troisième corps, celle-ci induit des augmentations de température dans les trois corps en contact. La répartition de la température varie d'un corps à un autre suivant les propriétés thermiques et la vitesse des surfaces de contact. Concernant les pressions exercées sur les surfaces, elles se situent dans une large fourchette allant de quelques centaines de KPa à quelques GPa, [42] et sont suffisantes pour conduire au démarrage et à la diffusion de fissures dans les corps (1) et (2), qui aboutissent à des détachements des particules alimentant le troisième corps dans certains cas de frottement sec.

III. 5. 1. Les types de contact

On peut distinguer les types suivants :

- Le contact ponctuel

On trouve ce contact entre une sphère et une sphère ou entre une sphère et un plan.

- Le contact linéaire

On trouve ce contact entre un cylindre et un plan ou un cylindre et un autre cylindre, à titre d'exemple entre les dents d'engrenages.

- Le contact cylindrique

C'est le cas d'un arbre/alésage où le contact est une surface complètement cylindrique

- Le contact conique

On utilise les cônes à faibles conicités, pour avoir une bonne précision longitudinale.

- Le contact plane

On trouve ce contact entre un plan et un autre plan, par exemple au cas du freinage on obtient un contact disque/plaquettes.

- Contact hertzien

C'est un contact de deux sphères de rayons respectivement r_1 et r_2 .

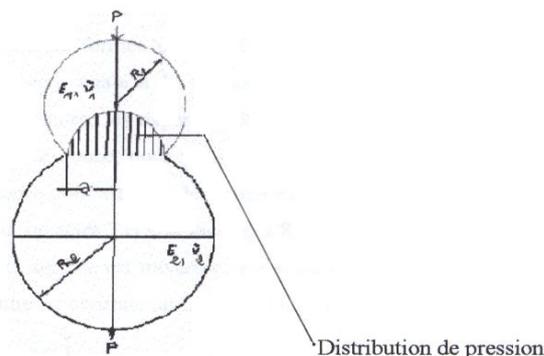


Figure III. 2. Contact Hertzien

III. 5. 2. Le contact des surfaces solides

La question qui se pose est : comment le contact se fait ? Pour répondre à cette question, il faut étudier la surface de contact

III. 5. 2. 1. Surfaces de contact

La surface d'un corps solide n'est pas parfaite, elle contient des rugosités, et par conséquent, quand deux pièces sont en contact sur un étendu de surface S , et en présence d'une charge normale p , le contact en réalité ne se fait pas sur toute la surface S , mais seulement sur les petites zones d'air, qu'on appelle : jonctions.

La somme de toutes zones va donner la surface réelle de contact S_r [43]

Le rapport $\frac{S_r}{S}$ n'atteindra que quelques pourcent.

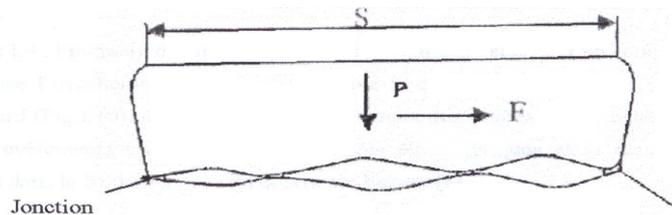


Figure III. 3. Surface de contact [43]

Dans le cas du contact cylindrique, les jonctions sont soumises à des contraintes normales et tangentielles très élevées.

III. 5. 2. 2. Formation des jonctions

Dans le glissement, les contacts formés doivent être cisailés, et la force produite de cisaillement doit être approximativement égale à la résistance due au frottement. Si l'une des surfaces est beaucoup plus dure que l'autre, les aspérités de la surface plus dure laboureront (arrachement) des sillons dans la surface douce, nous pourrions dire que la force de frottement est pratiquement égale à la force nécessaire pour arracher les jonctions dans les zones de contact réels, donnant l'exemple du cuivre frotté sur un acier [45].

Dans la figure III. 4, on trouve que la surface est traversée une seule fois par un glisseur d'acier, à certains endroits pas de dégâts, à l'autre on constate un fort arrachement.

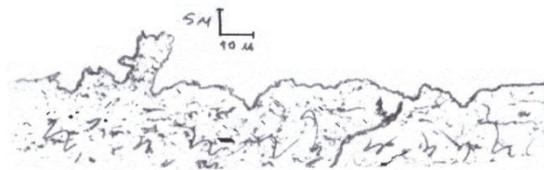


Figure III. 4. Section oblique d'une surface (non lubrifiée) [45]

Dans la figure III. 5, on trouve que la jonction est si forte qu'elle a soulevé l'acier au-dessus de son niveau initial.

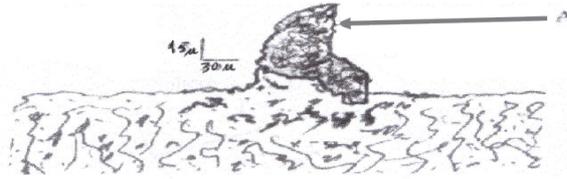


Figure III. 5. Fragment de cuivre fermement attaché sur l'acier par un soudage froid [45]

Si on schématise l'arrachement de sillon, on trouve la direction générale du profil sillon et des marques d'outil (figure III. 6) qui influent sur l'écoulement des fluides, l'étanchéité dynamiques et statiques, les revêtements [45]



Figure III. 6. Direction générale du profil sillon, marque d'outil, arrachement [45]

III. 5. 2. 3. Contact élastique

On considère un cas de contact sphère sur plan, avec l'application d'une charge p . la déformation sera élastique au début, d'après la loi de Hertz [43] le rayon de contact est donné comme suit :

$$R = \frac{3p}{4r \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)}$$

Lorsque les métaux des deux corps sont différents, on utilise les indices 1, 2 comme on montre.

La pression moyenne de contact est : $P_m = \frac{p}{\pi a^2}$

La pression max : $P_{max} = \frac{3}{2} P_m$

A savoir, la distribution de pression sur l'aire de contact est semi elliptique.

Quand $P_m = 1,1 \sigma_e$, les premières déformations plastiques apparaissent.

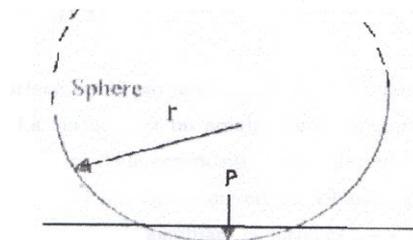


Figure III.7. Contact élastique [43]

III. 5. 2. 4. Contact plastique

La déformation plastique commence après que P_m atteigne la valeur $1,1 \sigma_e$, et plus la charge augmente plus la déformation plastique s'agrandisse, jusqu'à ce que la surface de contact soit assez grande pour supporter l'effort p .

- Ici la pression moyenne $P_m \sim 3 \sigma_e = H$. Où H est la dureté du matériau le plus tendre.
- L'aire de contact est presque égale à p/H et elle augmente avec l'augmentation du p .

III. 6. Les phénomènes de la tribologie

III. 6. 1. Le frottement

III. 6. 1. 1. Phénomène mécanique

Le frottement est engendré par le déplacement relatif tangentiel de deux surfaces en contact. La résistance au frottement est caractérisée par la force \mathbf{T} qui s'oppose au mouvement. On appelle coefficient de frottement, μ , le rapport entre la résistance de frottement \mathbf{T} et la force normale \mathbf{F} appliquée entre les deux surfaces en contact :

$$\mu = \frac{T}{F} \quad (\text{III.1})$$

La résistance au frottement a deux origines principales [42] :

- La présence des aspérités sur les surfaces de contact ;
- L'adhérence entre les surfaces.

La résistance au frottement correspond donc à une dissipation d'énergie. La puissance dissipée correspond au travail de la force de traction \mathbf{T} et s'exprime par la relation suivante

$$\phi = T \cdot V \quad (\text{III.2})$$

ϕ est le flux de chaleur (W)

La densité de flux dissipée est alors égale à :

$$\varphi = \frac{\phi}{S} = \mu \cdot P \cdot V \quad (\text{III.3})$$

Où P est la pression moyenne dans le contact.

La figure (figure III. 8) donne la proportion des différentes formes sous lesquelles d'énergie dissipée est transformée [11]. Elle permet de mettre en évidence la diversité des réactions ayant lieu au cours du frottement. Plus de 90% de l'énergie mise en jeu est dissipée sous forme de chaleur.

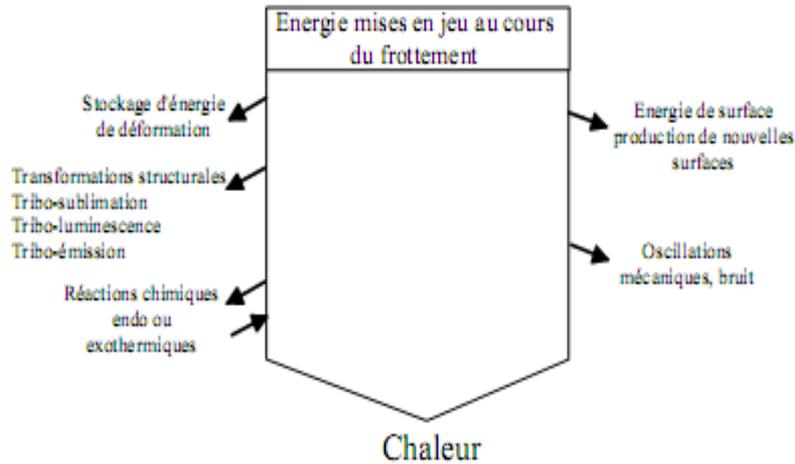


Figure III. 8. Les différentes formes d'énergie mises en jeu au cours du frottement

Oltre, la dissipation d'énergie au cours du frottement, la préoccupation des mécaniciens est la connaissance de la surface de contact S_C et des contraintes dans les solides en contact.

La première théorie a été proposée par Hertz. Pour un contact statique, elle suppose une déformation élastique des solides et, connaissant la force normale au contact, elle permet de calculer la surface de contact ainsi que le champ des contraintes dans les solides.

Mindlin [12] a modifié la théorie d'Hertz afin de tenir compte de la vitesse de déplacement dans le cas d'un contact glissant.

Johnson et al. [13] ont introduit l'effet d'adhérence dans le contact, qui n'est pas négligeable dans le cas d'efforts normaux très faibles.

Ces différentes théories permettent de calculer la surface de contact apparente. Cependant, du fait de la présence d'aspérités, suivant les propriétés des matériaux et des conditions de fonctionnement, la surface réelle de contact peut varier de quelques pour-cents à 100% de la surface apparente de contact, en fonction de la vitesse de déplacement relative, de la pression de contact et des propriétés mécaniques des matériaux [14].

Un modèle permettant de calculer la surface réelle de contact a été proposé par Greenwood et Williamson [15] :

$$A = \pi \eta A_a \rho^{-1} \sqrt{R \sigma} F_{1/2}(h) \tag{III.4}$$

Où

$$F_n(h) = \int_h^\infty (s - h)^n \phi^*(s) ds$$

h est la séparation standard, est égale à d/σ , d étant la distance de séparation entre les plans de références des deux solides en contact.

Avec ce modèle, plusieurs hypothèses sont nécessaires pour caractériser l'état de surface des solides en contact :

- les surfaces sont isotropes;
- le sommet des aspérités est sphérique et le rayon de la sphère (R) est constant pour toutes les aspérités;
- le nombre d'aspérités par unité de surface est connu (D);
- la hauteur des aspérités par rapport au plan moyen est une variable aléatoire et suit une loi de distribution gaussienne d'écart-type σ ;
- les aspérités sont mécaniquement indépendantes, ce qui signifie que la déformation d'une aspérité ne dépend pas de la déformation des aspérités voisines;
- la hauteur de chaque aspérité est une variable indépendante, quelle que soit la hauteur des aspérités voisines;
- le comportement mécanique des matériaux est un comportement élastique caractérisé par le module de Young et le coefficient de Poisson.

Les trois paramètres R , D , et σ peuvent être déterminés à partir d'un relevé profilométrique classique. Ce modèle montre que la caractérisation des surfaces n'est pas simple et que ce problème reste toujours d'actualité.

III. 6. 1. 2. Aspect tribologique

La tribologie regroupe la lubrification, le frottement et l'usure. C'est une science pluridisciplinaire qui fait appel à la Mécanique et à la Physique des volumes et des surfaces [16, 17].

III. 6. 1. 2. 1. La mécanique en tribologie

Le rôle de la mécanique en tribologie varie selon le domaine étudié. On peut isoler :

- la lubrification hydrodynamique;
- la mécanique du frottement ou frottement sec et de l'usure.

La lubrification hydrodynamique, ou lubrification en film continu, est un domaine privilégié de la mécanique des fluides.

Contrairement à la lubrification hydrodynamique, la mécanique du frottement et de l'usure ne dispose pas d'un formalisme complet. Elle s'appuie sur la mécanique des contacts ou théorie des contraintes dans les massifs en contact.

III. 6. 1. 2. 2. Développement de la lubrification hydrodynamique, de la mécanique du frottement et de l'usure

La lubrification hydrodynamique et la mécanique des contacts présentent des degrés d'avancement ou des capacités à décrire la réalité très différentes.

La lubrification apporte une solution complète aux problèmes mécaniques qui relèvent de sa compétence en donnant pour une condition de fonctionnement donnée et en tout point du contact :

- le profil de vitesse au travers du film visqueux qui sépare les pièces en contact;

- la distribution des contraintes normales et tangentielles.

D'où l'on tire la portance, et le frottement visqueux.

Par contre, la mécanique des contacts donne pour une charge normale, une géométrie et des matériaux donnés, la distribution des contraintes normales et les déplacements correspondants des corps en contact.

La mécanique des contacts est donc performante pour l'analyse des contacts statiques mais, contrairement à la théorie hydrodynamique, elle est quasi- inefficace en dynamique.

III. 6. 1. 3. Aspect thermique

La température maximale atteinte dans le contact est au moins en partie à l'origine des transformations physico-chimiques pouvant induire les dégradations les plus sévères de l'état de surface et de leur comportement tribologique. L'objectif des premières études a donc été de déterminer ces températures.

III. 6. 1. 3. 1. Passage de la chaleur dans les corps en contact

Le problème du contact thermique peut être décomposé en deux étapes relativement indépendantes [18] (Figure III. 9). Dans un premier temps, il est nécessaire d'analyser l'état géométrique de l'interface, et à l'aide d'un modèle mécanique, de déterminer les caractéristiques géométriques (hauteur des aspérités, etc.) de la surface. Dans une seconde phase, on utilisera ces résultats de manière à pouvoir établir la relation constitutive des résistances thermiques de contact.

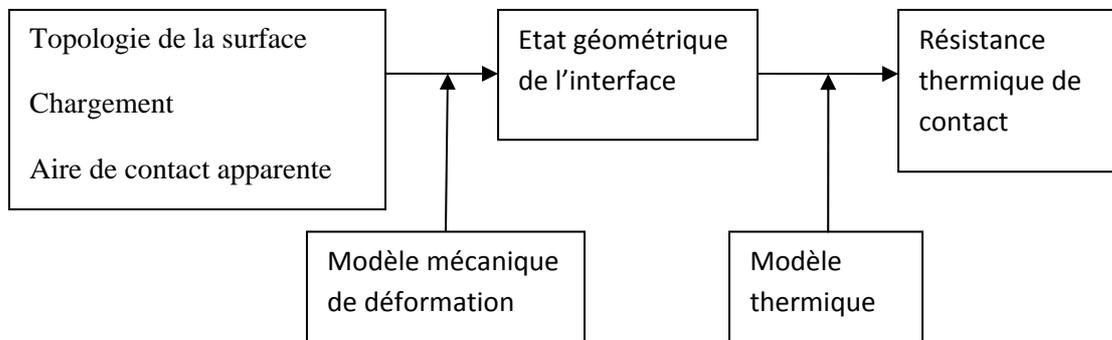


Figure III. 9. Etape du problème de contact thermique

III. 6. 1. 3. 1. 1. Modèle mécanique de déformation

L'analyse des surfaces réunit trois étapes :

- la caractérisation de la surface;
- la distribution des hauteurs et des rayons de courbures des aspérités de la surface;
- le mode de déformation des aspérités en contact.

La caractérisation de la surface

L'hétérogénéité du contact résulte des défauts géométriques des surfaces en contact. D'après Mazo, on peut distinguer deux types de surface [19] (Figure III.10) :

- les surfaces planes ou de type 1 possédant des rugosités uniformément réparties d'amplitudes voisines et dont la ligne moyenne du profil est plane;
- les surfaces ondulées ou de type 2 qui possèdent des rugosités analogues uniformément réparties mais dont la ligne moyenne présente des ondulations de plus grande longueur d'onde et d'amplitude nettement supérieure à celle des rugosités.

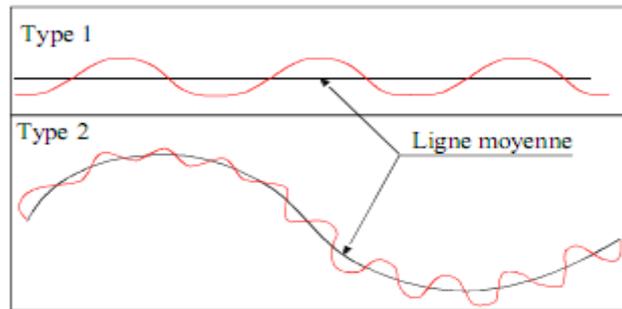


Figure III. 10. Caractérisation de la surface

Par cette approche, on néglige les surfaces comprenant des aspérités d'amplitudes différentes.

La distribution des hauteurs et des rayons de courbure des aspérités

Cette étape nécessite tout d'abord une mesure par profilométrie. Le principe retenu quasi-universellement consiste à mesurer, au moyen d'un capteur de déplacement, les variations de l'altitude de la surface des pièces le long d'une génératrice rectiligne. Pour ce faire, on trouve actuellement deux grandes familles d'appareil [20] :

- Les profilomètres travaillant par contact : Un stylet, terminé par une pointe pyramidale en diamant tronquée par une calotte sphérique de 1 à 10 μm de diamètre, est appliqué sur la pièce avec un effort normal maintenu constant (typiquement de l'ordre du milli newton). La vitesse de déplacement du stylet est, en général, inférieure au millimètre par seconde de manière à limiter les effets dynamiques (décollement du stylet, variation de l'effort normal de contact);
- Les profilomètres travaillant sans contact : Pour avoir des mesures ponctuelles, la technique optique fait largement appel à des faisceaux convergents qui sont réfléchis par la surface à caractériser. Le principe de mesure consiste à utiliser les effets du changement de chemin optique occasionné par les variations d'altitude du point de réflexion. Du fait de l'absence de contact, cette méthode permet d'avoir d'une part des vitesses de déplacement très supérieures à celles de la profilométrie avec contact et d'autre part d'avoir la garantie de n'obtenir aucune déformation des aspérités.

A partir de cette mesure profilométrique, il est alors possible de déterminer la hauteur à vide, le rayon de courbure ainsi que le nombre d'aspérités en contact par des techniques statistiques (mesure de l'écart-type, de la densité de probabilité, etc.).

Le mode de déformation des aspérités en contact

On distingue essentiellement deux théories dépendant du mode de chargement que subit le contact. Ces deux théories sont les suivantes :

- la théorie d'Hertz relative au chargement normal du contact;
- la théorie de Mindlin relative au chargement normal et tangentiel du contact.

Cela permet d'obtenir, notamment, l'aire de contact réelle, la hauteur des aspérités sous charge statique ainsi que la valeur de la pression apparente.

III. 6. 1. 3. 1. 2. Modèle de la résistance thermique de contact

De nombreuses études ont porté sur la détermination des températures moyennes des surfaces dans un contact frottant. Ces différents travaux peuvent être classifiés en deux catégories, les contacts parfaits ou lisses et les contacts imparfaits ou avec aspérités.

III. 6. 1. 3. 1. 2. 1. Modèles thermiques avec contact parfait ou lisse

Blok [21], puis Jaeger [22], proposent tous les deux le concept de la température flash. Ils considèrent un solide semi-infini soumis à une source thermique en mouvement. La forme de la source peut être circulaire, carrée ou bande, elle dépend de la forme du contact. La répartition de la densité de flux n'est pas forcément uniforme. En utilisant l'équation de la chaleur, ces auteurs ont déterminé le profil de la température à la surface du solide semi-infini en régime permanent. La température maximale obtenue est alors appelée température flash. Cette approche est applicable, lorsque la surface réelle de contact est égale à la surface apparente.

Ling et al. [23] proposent une autre démarche pour calculer la température maximale atteinte au contact. Cette analyse est basée sur le fait que la surface réelle de contact n'est pas toujours égale à la surface apparente de contact. Dans ce cas, le contact entre les deux solides a lieu en quelques points et Ling a fait l'hypothèse que ces points sont distribués de manière aléatoire sur la surface apparente de contact. Le flux dû au frottement est généré au niveau de ces points de contact. Pour un même flux généré et la même surface apparente de contact, la température moyenne de contact correspond à la température moyenne qui serait obtenue avec la méthode de Blok et Jaeger et que Ling appelle la température probable. C'est la température que l'on pourrait observer à l'aide de moyens de mesure classiques. Par contre, la température maximale obtenue, que Ling appelle encore un flash de température, peut être beaucoup plus importante que la température flash calculée par Blok et Jaeger.

Pour les deux approches, le principal problème est de déterminer la quantité de flux respective entrant dans les deux solides.

Ce dernier point est résolu par Vernotte [24] qui détermine la fraction de flux entrant dans les solides en contact de telle manière que les températures moyennes des deux surfaces en contact soient identiques. C'est ce que l'on appelle l'hypothèse du contact parfait. Les solides sont modélisés indépendamment l'un de l'autre et sont couplés par l'intermédiaire du coefficient de partage des flux, p qui correspond à la fraction du flux généré ϕ_g entrant dans le solide 1. La fraction complémentaire entre dans le solide 2 (Figure III. 11) telle que :

$$\phi_{1c} = p \cdot \phi_g \quad \text{et} \quad \phi_{2c} = (1 - p) \cdot \phi_g \quad (\text{III.5})$$

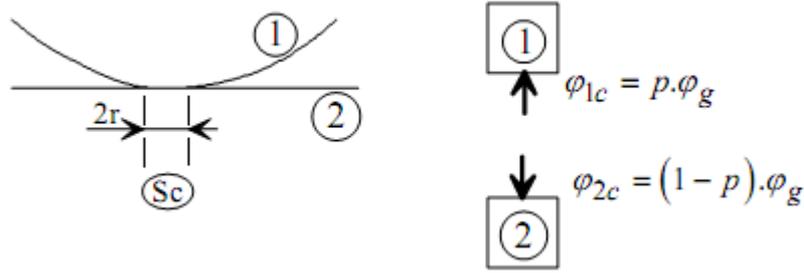


Figure III. 11. Partage du flux de chaleur dans un contact

On doit à Vernotte [24], la loi selon laquelle la chaleur, produite par le frottement de deux corps semi-infinis de même surface de contact, se partage proportionnellement aux effusivités, notées ξ_i , de chaque matériau. Le coefficient de partage est alors exprimé par :

$$p = \frac{1}{1 + \frac{\xi_2}{\xi_1}} \quad (\text{III.6})$$

Si on considère le cas d'un mur semi-infini soumis à un flux uniforme de chaleur obtenue à partir de l'équation (III. 5). En régime transitoire, l'équation de la conduction est donnée dans le cas unidimensionnel par :

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \text{ soit } a \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{\partial T}{\partial t}$$

Avec une condition initiale et des conditions aux limites en termes de températures telles que :

$$T(z, 0) = T_0 ; T(\infty, 0) = T_0 ; \varphi(0, t) = \varphi_0$$

On obtient une distribution des températures telle que [25] :

$$T(z, t) = T_0 + \frac{2\varphi_0 z}{\lambda} e^{\left(\frac{-z^2}{4at}\right)} - \frac{\varphi_0 z}{\lambda} \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{at}}\right) \quad (\text{III.7})$$

Où $\operatorname{erfc}(x) = 1 - \operatorname{erf}(x)$ et $\operatorname{erf}(x)$ est la fonction d'erreur.

La température de surface ($z=0$) est alors :

$$T_s = T(0, t) = T_0 + \frac{2\varphi_0}{\lambda} \sqrt{\frac{at}{\pi}} \quad (\text{III.8})$$

Le cas du contact parfait permet de première évaluation de l'évolution de la température d'interface. Elle ne considère qu'un seul des deux corps en contact dans le calcul des températures. Le second solide est pris en compte dans l'évaluation du coefficient de partage de flux.

Plus récemment, Abdel-Aal [46] a établi une autre expression du coefficient de partage de flux dans le cas d'un contact parfait glissant. Il considère le cas d'une surface circulaire de rayon R glissant sur une surface plane avec une vitesse linéairement décroissante. Le coefficient p s'exprime :

$$p = \frac{\xi_1 F_1}{\xi_1 F_1 + \xi_2 F_2} \quad (\text{III.9})$$

Avec :

$$F = 1 - e^{-\left(\frac{R^2}{2at}\right)} \cdot \left[I_0\left(\frac{R^2}{2at}\right) + I_1\left(\frac{R^2}{2at}\right) \right] \quad \text{(III.10)}$$

Où I_0 et I_1 sont les fonctions de Bessel modifiées respectivement d'ordre 0 et 1.

La fonction F reflète la dépendance du coefficient de partage de flux vis-à-vis du paramètre de contact Ret de la durée de contact. Il montre que pour des grandes vitesses, le coefficient de partage est identique à celui obtenu par l'équation (III. 6). Il obtient une décroissance importante du coefficient p lorsque la vitesse de glissement devient faible.

III. 6. 1. 3. 1. 2. 2. Modèle thermique avec contact imparfait

De nombreux auteurs se sont intéressés au frottement d'une aspérité sur une surface ainsi qu'à la détermination des températures moyennes de contact [26]. L'hypothèse de contact imparfait permet de classifier ces études en deux catégories, le contact statique et le contact glissant. Pour chacun de ces types de contact, la littérature nous donne deux sous-catégories, la notion de régime thermique permanent et transitoire.

III. 6. 1. 3. 1. 2. 2. 1. Le contact statique

- En régime thermique permanent

Quand deux solides sont en contact, les irrégularités des surfaces limitent l'aire de contact réelle. La conductivité du fluide interstitiel est usuellement plus petite que la conductivité des solides (de l'ordre de 100 à 200 fois plus petite). Le champ de température au niveau de l'interface est perturbé.

Notons R_p , la résistance thermique dans le cas d'un contact parfait (avec les notations de la figure III. 12) :

$$R_p = \frac{T_2 - T_1'}{\phi} \quad \text{(III.11)}$$

T_1 et T_1' : la température dans le cas réel et parfait respectivement.

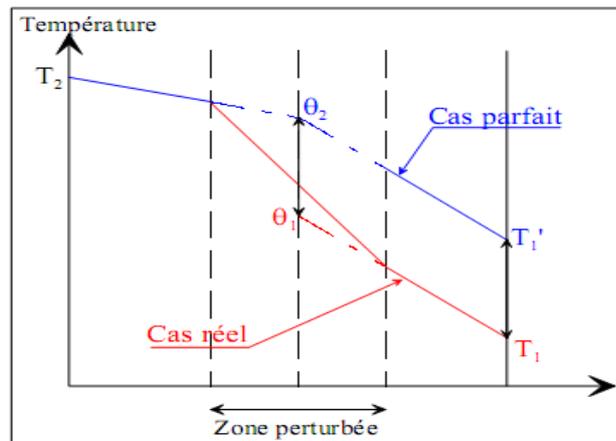


Figure III. 12. Champ de température à l'interface de contact

Si la même densité de flux de chaleur entrant à l'intérieur du contact réel alors R_t , la résistance thermique pour le contact réel, est égale à :

$$R_t = \frac{T_2 - T_1}{\phi} \quad (\text{III.12})$$

La résistance thermique de contact statique représente la perturbation induite par les aspérités. Elle est définie par :

$$R_s = R_t - R_p \quad (\text{III.13})$$

Que l'on peut également écrire sous la forme :

$$R_s = \frac{\theta_2 - \theta_1}{\phi} \quad (\text{III.14})$$

Où θ_1 et θ_2 sont les températures extrapolées respectivement dans le solide 2 et 1, à l'interface géométrique théorique.

Exprimons la valeur de la résistance thermique de contact, $R_s = R_a - R_c$, où R_a est la résistance due à la présence de l'aspérité :

$$R_a = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\delta}{s} \quad (\text{III.15})$$

Et R_c est la résistance due à la constriction.

Lorsque l'on veut étudier théoriquement le passage de la chaleur d'un matériau à l'autre, on est conduit à schématiser la microgéométrie de l'interface. On admet en général que les zones de contact sont des surfaces égales et qu'elles sont régulièrement réparties sur toute la surface apparente de contact, ce qui permet de définir des tubes de flux indépendants les uns des autres [27, 28, 29, 18]. Etant donné la mauvaise conductivité de l'espace interstitiel, on constate une déformation des isothermes et des lignes de courant à proximité d'une aspérité. C'est l'effet de constriction et d'allongement des lignes de courant (Figure III. 13).

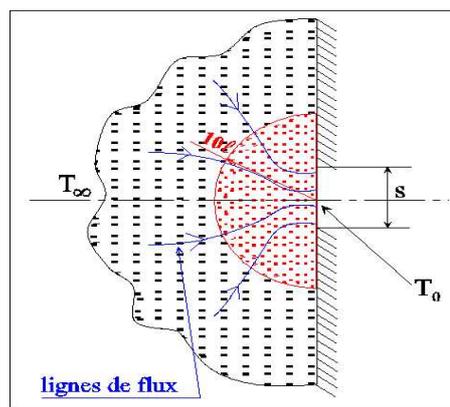


Figure III.13. Effet de constriction des lignes de flux

Pour déterminer l'expression de R_c , on prend le cas fondamental d'un milieu semi- infini de conductivité λ limité par un plan supposé isoler, excepté sur une surface s d'étendue limitée (représentatif d'une aspérité), et sur laquelle on impose une température T_0 uniforme.

A l'infini, la température est T_∞ . Le champ de température au sein du milieu $T(x, y, z)$ évolue de T_∞ à T_0 mais cette évolution est principalement confinée au voisinage de S . Il a été montré, pour une surface S circulaire de rayon ℓ , que 95% de la chute de température est confinée dans une hémisphère de rayon $10 \times \ell$ [17] (figure III. 13).

$$T_\infty - T_0 = \frac{1}{\lambda} \cdot C \cdot \phi \quad (\text{III.16})$$

La fonction C est la fonction de constriction, dépendant uniquement de la géométrie (circulaire, trapèze, bande...) de s , et plus particulièrement, elle apparaît inversement proportionnelle à une dimension caractéristique de s (rayon ou longueur ℓ).

Finalement la résistance de constriction statique est définie par la relation :

$$R_c = \frac{\Delta T}{\phi} = \frac{1}{\lambda} C \quad (\text{III.17})$$

Où ΔT représente l'écart entre la température moyenne de l'aire de contact et la température à l'infini.

De nombreuses études ont porté sur la détermination théorique de l'expression de cette fonction de constriction C pour des formes d'aspérités différentes. Ainsi que pour des conditions de flux, ou de températures, imposées sur la surface [27, 30, 31].

La difficulté liée à l'étude de la résistance thermique de contact provient de l'échelle des tâches individuelles (points, spots) de contact : 10^{-5} à 10^{-7} m.

- En régime thermique transitoire

En dehors des contacts entre solides statiques en régime permanent, il y a lieu de considérer le cas des contacts statiques en régime transitoire. En effet, la validité du schéma de résistance thermique peut être mise en doute en régime transitoire, surtout dans le cas de phénomènes très brutaux (chocs thermiques), car il ne fait absolument pas intervenir l'inertie propre de l'interface. Le problème du régime transitoire n'a été que peu abordé pour les solides accolés. La plupart des études des entreprises dans cette direction sont essentiellement expérimentales et semblent prouver l'insuffisance du schéma de résistance thermique pure [32].

Foucher et Al [33] ont tenté de déterminer si la notion même de résistance thermique de contact conserve un sens en régime transitoire et si elle tient correctement compte de l'énergie interne accumulée dans la zone perturbée. Ils soulignent aussi que la zone hétérogène, bien que de très faible épaisseur, est dotée d'une certaine résistance et d'une certaine capacité (figure III. 14)

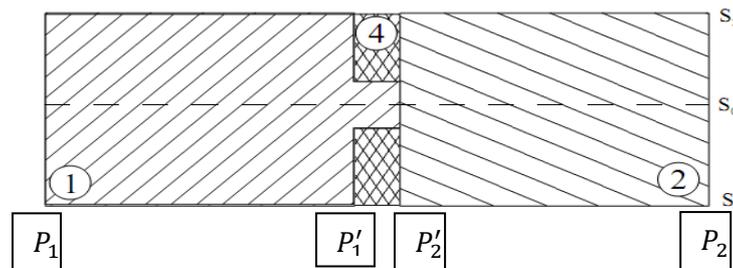


Figure III. 14. Schématisation par bandes parallèles d'un contact thermique

Le problème est traité par la méthode du mur homogène équivalent. Il doit avoir la même épaisseur que la zone hétérogène. Nous nous ramenons ainsi à un problème à trois murs en contact parfait dont les températures sur les plans P_1, P'_1, P'_2 et P_2 sont connues.

On a donc :

$$\lambda' = \lambda \frac{e_2 (T_{P_1} - T_{P'_1})}{e_1 (T_{P'_1} - T_{P'_2})} \quad (\text{III.18})$$

Où e_1 est l'épaisseur du mur $P_1 P'_1$ et e_2 celle du mur $P'_1 P'_2$:

On détermine en suite la capacité thermique $(\rho C)'$ du mur, en écrivant l'égalité entre l'énergie interne Q de la zone hétérogène et l'énergie interne du mur équivalent.

Dans la couche hétérogène, l'énergie interne est la somme de deux termes correspondants au milieu 1 et 4.

$$Q = (\rho C)_4 \int T_4(x, y) dV + (\rho C)_1 \int T_1(x, y) dV \quad (\text{III.19})$$

Pour le mur équivalent, l'énergie interne s'écrit :

$$Q' = (\rho C)' \int_{ik}^{il} T'(x) dV$$

Il apparaît, en outre, que la valeur obtenue pour $(\rho C)'$ correspond à la moyenne arithmétique des capacités thermiques de la zone hétérogène, c'est-à-dire que, V_1 et V_4 étant respectivement les volumes de l'aspérité et du fluide interstitiel, on a [22] :

$$(\rho C)' = \frac{(\rho C)_1 V_1 + (\rho C)_4 V_4}{V_1 + V_4} \quad (\text{III.20})$$

III. 6. 1. 3. 1. 2. 2. 2. Le contact glissant

- En régime thermique permanent

D'une manière générale, les études considèrent un écoulement bidimensionnel de la chaleur en considérant un contact entre une surface lisse (solide 1) et une surface comportant un nombre infini d'aspérités régulièrement réparties (solide 2) [28, 29, 30, 18, 34]. Les deux solides sont en mouvement relatif l'un par rapport à l'autre par une translation rectiligne de vitesse V constante.

De plus, la géométrie des aspérités est supposée invariante au cours du frottement, c'est-à-dire qu'il est fait abstraction de tout phénomène d'usure du contact.

Enfin, les caractéristiques physiques des matériaux sont considérées comme constantes, elles sont en particulier indépendantes de la température.

Dans la majorité des études, la température de contact T_0 est considérée identique à la surface des solides 1 et 2. On note T_1 et T_2 les températures au loin des deux milieux semi-infini, ϕ_2 le flux de chaleur provenant de 2 et convergeant sur la surface de l'aspérité S (figure III. 15) et ϕ_g le flux de chaleur générée par frottement, on a alors la relation :

$$T_2 - T_0 = R_2 \phi_2 \quad (\text{III.21})$$

Où

$$R_2 = \frac{1}{\lambda_2} C + \frac{1}{\lambda_2} \frac{\delta}{s} \quad (\text{III.22})$$

est la somme des résistances, de constriction statique définie en régime thermique permanent et de l'aspérité de hauteur δ .

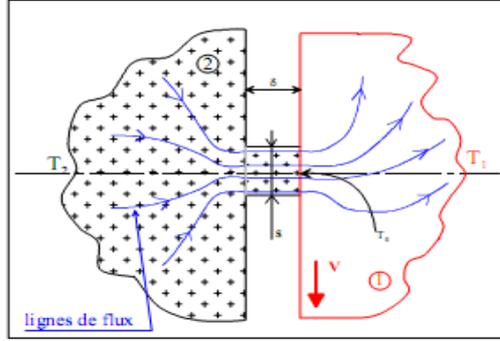


Figure III. 15. Résistance thermique en contact glissant

De la même manière, on a pour le matériau 1 :

$$T_0 - T_1 = R_{gl}^c \phi_1 \quad (\text{III.23})$$

Où R_{gl}^c est la résistance de constriction glissante qui dépend de la vitesse et qui se met sous la forme :

$$R_{gl}^c = \frac{1}{\lambda_1} Cg(V_1^*) \quad (\text{III.24})$$

Dans laquelle $g(V_1^*)$ est une fonction décroissante :

$$V_1^* = \frac{v}{2a_1} \quad (\text{III.25})$$

La fonction g est déterminée à l'aide de la théorie des sources mobiles [27] :

$$g(V^*) = \frac{1 - e^{-\beta V^*}}{\beta V^*} \quad (\text{avec } \beta = 1.178) \quad (\text{III.26})$$

La chute globale de température est alors obtenue en additionnant les relations (III. 21) et (III. 23). Cette chute est confinée au voisinage de S (rayon $10 \times \ell$ pour le milieu 2 et probablement inférieur à $10 \times \ell$ pour le milieu 1).

$$T_2 - T_1 = R_g (\phi_1 + \alpha \phi_g) \quad (\text{III.27})$$

Avec

$$R_g = R_2 + R_{gl}^c, \quad \alpha = \frac{R_{gl}^c}{R_2 + R_{gl}^c} < 1, \quad \phi_g = \phi_1 - \phi_2$$

Donc, le mouvement relatif des milieux affecte les mécanismes de constriction. Cette condition de contact introduit deux paramètres pour caractériser le contact thermique glissant : une résistance de contact glissant R_g , différente de la résistance de contact statique et dépendant de la vitesse de glissement, et un facteur α qui caractérise la fraction

du flux généré à la surface d'un des deux solides alors que son complément $(1 - \alpha)$ est généré à la surface de l'autre solide.

Chantrenne [35] a pris en compte, dans ses travaux, une génération de chaleur volumique. Il considère que la chaleur est générée dans le volume $h_1 \times 2b$ de l'aspérité du solide 1 et dans le volume $h_2 \times 2b$ du solide 2 sous le contact (figure III. 16).

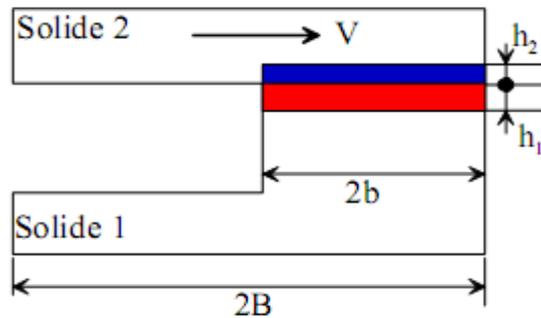


Figure III. 16. Modèle thermique microscopique du contact glissant

Pour caractériser la distribution de chaleur générée dans chaque solide, deux fonctions g_1 et g_2 , sont introduites. Si elles sont constantes, alors la chaleur est générée de manière uniforme dans chacun des solides.

Le schéma résistif équivalent à ce modèle fait intervenir trois résistances thermiques (R_{1cs}, R_{1a}, R_{2cs}) et quatre paramètres pour décrire la génération de chaleur (h_1, h_2, g_1, g_2).

L'originalité de ce modèle réside dans la prise en compte d'une génération de chaleur volumique. Cependant, cela introduit quatre paramètres qui sont physiquement difficiles à identifier et à maîtriser.

Dans leurs travaux, Jiang et Al [36] ont considéré deux solides en contact. La surface d'un des deux corps comprend une aspérité alors que le second solide est composé d'une infinité d'aspérités régulièrement réparties sur la surface de contact, on parle alors de contact multi-aspérités (figure III. 17).

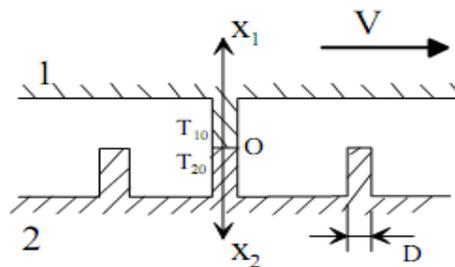


Figure III. 17. Contact multi-aspérités

La jonction de deux aspérités du corps 1 et 2 est modélisée ici comme la jonction de deux petits cylindres de même diamètre D . le transfert de chaleur est unidimensionnelle suivant x_1 et x_2 .

Pour une aspérité du corps 1, on note sa température initiale de contact par T_{10} , la température de surface ($x_1 = 0$) après la collision est alors :

$$T_1(\tau) = T_{10} + \varphi_1 \sqrt{\frac{4.D}{\pi\rho_1 c_1 \lambda_1 V}} \quad (\text{III.28})$$

Où $\tau = D/V$

De la même façon, pour le corps 2, on a :

$$T_2(\tau) = T_{20} + \varphi_2 \sqrt{\frac{4.D}{\pi\rho_2 c_2 \lambda_2 V}} \quad (\text{III.29})$$

L'évolution de la température d'une aspérité du corps 1, qui est en collisions successives, peut être déterminée. La température initiale de cette aspérité avant sa première collision est égale à la température ambiante T_0 . On suppose que la température initiale de cette aspérité, pour des collisions successives, est égale à la température de l'aspérité à la fin de la dernière collision.

$$T_1^0(\tau) = T_0$$

$$T_1^0(\tau) = T_0 + \varphi_1^1 B_1 \quad \text{avec } B_1 = \sqrt{\frac{4.D}{\pi\rho_1 c_1 \lambda_1 V}} \quad (\text{III.30})$$

.

$$T_1^i(\tau) = T_0 + (\varphi_1^1 + \varphi_1^2 + \dots + \varphi_1^i) B_1$$

Pour une aspérité du corps 2, sa température initiale est la température ambiante T_0 . Sa température, après avoir touché une aspérité du corps 1, est donnée par :

$$T_2^i(\tau) = T_0 + \varphi_2^i B_2 \quad \text{avec } B_2 = \sqrt{\frac{4.D}{\pi\rho_2 c_2 \lambda_2 V}}$$

Pour un frottement en état stationnaire, la source de chaleur a une intensité constante $\varphi = \mu PV$ comme une température source T_S constante.

La température source T_S , comme φ , reflète la capacité de la source de chaleur à générer. En utilisant une formule donnée par Bowden et Tabor, on peut exprimer le flux de chaleur par unité d'aire :

$$\varphi_1^i = \frac{2D[T_S - T_1^{i-1}(\tau)]}{4D^2/4} \quad (\text{III.31})$$

Où $T_1^{i-1}(\tau)$ est la température initiale de l'aspérité à la i -ème collision.

D'où

$$\varphi_1^i = A_1 \left[(T_S - T_0) + B_1 \sum_{k=0}^{i-1} \varphi_1^k \right] \quad i = 1, 2, \dots$$

Avec

$$A_1 = \frac{8\lambda_1}{\pi D} \quad \text{et } \varphi_1^0 \equiv 0$$

En résolvant cette équation pas à pas, on a :

$$\varphi_1^1 = A_1(T_s - T_0); \varphi_1^2 = \frac{\varphi_1^1}{1+A_1B_1}; \dots; \varphi_1^i = \frac{\varphi_1^1}{(1+A_1B_1)^{i-1}} \quad (\text{III.32})$$

Même si ce modèle est basé sur une hypothèse de contact parfait au niveau des aspérités, il permet de prendre en compte un contact multi-aspérités et ainsi de considérer un contact imparfait au niveau du plan apparent de contact. D'après Jiang et Al, ce modèle rend bien compte de mesures expérimentales. Cependant, ce modèle ne retranscrit pas ce qui se passe lorsque l'aspérité du corps 1 se trouve entre deux aspérités du corps 2. En effet, sous l'action de la charge normale, on devrait tout de même avoir un contact et donc une évolution des températures entre deux collisions.

- En régime thermique transitoire

Le fait de considérer un régime thermique transitoire complique nettement la détermination des températures de surfaces. La majorité des études concerne un plan semi-infini soumis à un flux de chaleur de forme imposée (représentant la présence d'un autre corps en contact avec le plan semi-infini).

On considère une source de chaleur de forme carré de côté ℓ , placée sur la surface d'un milieu semi-infini initialement à température nulle. La source, mobile par rapport au solide suivant la direction opposée à x , dissipe un flux de densité uniforme q . La température au loin est considérée nulle. La surface $z=0$ est supposée isolée.

Dans un référentiel lié à la source, le champ thermique dans un milieu considéré est traduit par le système :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - \frac{V}{a} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t}, \quad T = 0 \quad (t = 0)$$

$$T = 0 \quad \begin{cases} x \rightarrow \pm\infty \\ y \rightarrow \pm\infty \\ z \rightarrow \pm\infty \end{cases}$$

La solution de ce système est classique [25].

On constate aisément que l'évaluation analytique des températures dans le cas d'un régime transitoire en contact imparfait et glissant n'est pas simple. Il nécessite de passer par des méthodes numériques pour évaluer les différentes intégrales présentes dans les équations.

De plus, comme le cas d'un régime transitoire en contact statique, la notion de résistance thermique pure est abandonnée car insuffisante pour représenter les effets de capacité thermique des corps en contact.

III. 6. 1. 3. 2. Les mécanismes de génération de chaleur au cours du frottement

Tous les modèles explicités précédemment (contact lisses ou avec aspérités) considèrent à un moment une température de contact égale. Dans le contact parfait, cette hypothèse est faite au niveau de l'interface de contact, tandis que pour le contact imparfait, elle se situe au niveau des aspérités. Enfin, le flux de chaleur généré par frottement est généralement considéré surfacique bien que Chantrenne [35] suppose une génération de chaleur volumique dans les deux massifs en contact.

En raison des irrégularités et de l'usure des surfaces, le glissement des deux milieux provoque, par dégradation de l'énergie mécanique, une double génération de chaleur, au niveau des contacts et dans l'espace interstitiel qui les sépare [27] :

III. 6. 1. 3. 2. 1. Génération de chaleur au niveau des contacts

Qui s'effectue en fait dans des zones très localisées, sous jacentes à chaque contact et appartenant à chaque aspérité qui glisse sur l'autre milieu

On peut distinguer différents modes de génération de chaleur : les mécanismes de déformation (plastification) et de rupture (fissuration des massifs, détachement de particules, usure), les phénomènes physico-chimique (oxydation, adhésion, diffusion ou changement de phase) mais aussi acoustique (bruits, vibrations) ou lumineux (étincelles), etc. [31].

En dépit de nombreux efforts, l'origine de cette chaleur n'est pas à ce jour totalement identifiée. En effet, les études aux échelles macroscopique et microscopique ont établi que des déformations élastiques et plastiques et, dans certain cas, l'adhérence est un facteur générateur du frottement [14, 35, 37].

III. 6. 1. 3. 2. 2. La génération de chaleur dans le volume interstitiel

Qui sépare les contacts, qui est la conséquence de l'érosion des surfaces qui provoque l'accumulation de fines particules dans les interstices. Le volume interstitiel est un milieu diphasique gaz-solide fortement cisailé. Ce cisaillement provoque une génération volumique de chaleur dans le milieu interstitiel, généralement appelé « troisième corps ».

On peut penser que la génération de chaleur dans le volume interstitiel est un phénomène volumique lié à la notion de cisaillement. Il est par contre difficile d'évaluer cette génération de chaleur et de la comparer avec celle au niveau des contacts.

III. 6. 2. L'usure

III. 6. 2. 1. Le phénomène d'usure

La détérioration d'une matière produit des déchets. Qu'on appelle l'usure, c'est la conséquence du frottement et se produit au niveau de la zone de contact.

Les paramètres qui influent sur le taux d'usure sont [42]:

- La force de contact;
- Les conditions opératoires : la charge, la température, la vitesse, la pression;
- L'aire de contact;
- L'état physico-chimique des surfaces frottantes (la rugosité, les couche d'oxydes);
- Les propriétés mécaniques des matériaux (dureté);
- L'absence ou la présence d'un lubrifiant.

III. 6. 2. 2. Les origines d'usure

- Les déformations plastiques;
- La fissuration;
- Les transformations physico-chimiques des surfaces;
- Adhésion : transfert à l'échelle atomique, grippage, micro grippage.

III. 6. 2. 3. Différents types d'usure

GODFREY a établi l'existence des 12 types de phénomène d'usure. BARWELL a également mis au point une classification des types de phénomène d'usure de base :

III. 6. 2. 3. 1. L'usure adhésive

La théorie de l'usure d'adhésion a été proposée par Blondeau et Tabor et bien développée par Archad.

Quand deux corps en contact, il se forme sur la surface des soudures froides appelées jonctions. Pour réaliser le mouvement relatif, ces jonctions doivent être cisailées.

L'usure de deux surfaces dépend de la section de cisaillement des jonctions :

- Si le cisaillement est produit sur la surface initiale de séparation des corps, l'usure est nulle;
- Si le cisaillement est produit à l'intérieur des corps ayant la résistance la plus petite, un fragment du matériel de ce corps est transféré sur la surface de l'autre corps.

Quelquefois on observe un transfert de la surface plus dure vers la surface plus faible.

Les particules d'usure libre sont formées pendant le processus suivant le frottement par détachement des particules du matériel transféré.

III. 6. 2. 3. 2. L'usure abrasive

L'abrasion est l'opération mécanique consistant à enlever le matériel sur une surface par des phénomènes de micro-coupe. Le processus d'usure par abrasion existe sous deux formes :

- L'abrasion de deux corps où les aspérités de la surface plus dure cisailent les aspérités de la surface plus faible;
- L'abrasion avec trois corps où les particules dures situées entre les surfaces en mouvement provoquent des micro-coupures dans une ou dans les deux surfaces.

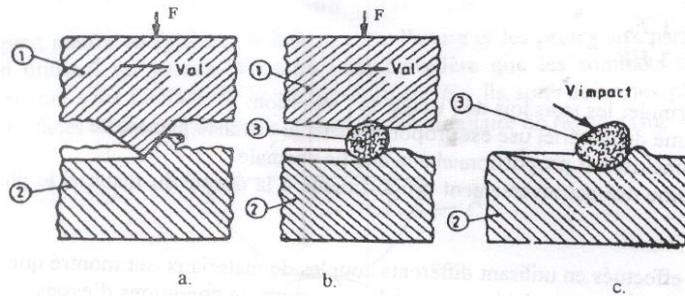


Figure III. 18. Différents types d'usure par abrasion

III. 6. 2. 3. 3. L'usure par fatigue

Le phénomène de la fatigue dû au contact de deux corps ayant un mouvement relatif présente une importance à l'échelle macroscopique et microscopique.

L'usure par la fatigue macroscopique est produit pour des corps de géométrie quelconque spécifiques au tribo-systèmes pouvant appliquer un roulement avec et sans glissement.

La fatigue microscopique apparaît au contact des rugosités des surfaces en glissement

III. 6. 2. 3. 4. L'usure de corrosion

Quand le couple de frottement est utilisé dans un milieu corrosif, des réactions se produisent sur l'une ou les deux surfaces de couple de frottement ; elles ont un rôle protecteur pour la surface.

Souvent les couches dues aux réactions sont enlevées par frottement de sorte que le processus corrosif peut se répéter.

L'usure par corrosion dépend de la nature de l'agent corrosif et des conditions fonctionnelles suivantes :

- La corrosion des installations chimiques (acides), des huiles dégradées thermiquement à un fort niveau d'acidité, par la présence d'eau dans l'huile;
- La présence de rouille est un cas particulier de corrosion dû à l' O_2 s'il y a présence d'eau dans l'atmosphère;
- La tribo-corrosion est le résultat de l'enlèvement de la couche de corrosion chimique sous une action mécanique.

III. 6. 2. 3. 5. Formes particulières d'usure

III. 6. 2. 3. 5. 1. L'érosion fluide

- **Erosion d'impact** : est due aux contraintes qui existent sur la surface d'un corps solide lors du contact avec le jet de fluide. Ces contraintes peuvent atteindre des valeurs suffisamment grandes pour provoquer des fissures ; ces dernières s'agrandissent et conduisent au détachement des particules du matériel ;

- **Le phénomène de cavitation** : qui apparaissent sur les surfaces des couples de frottement sont présents sous différentes formes ; ils peuvent conduire au détachement de matériel. Ces phénomènes existent dans les pompes et les paliers de glissement.

III. 6. 2. 3. 5. 2. L'érosion solide

L'érosion solide est due au passage d'un courant de fluide sur la surface du solide ; ceci provoque un déplacement de particules du solide.

III. 6. 2. 4. Mécanismes d'usure dans les matériaux composites

Un matériau composite résulte d'un assemblage intime d'au moins deux corps non miscible à structure différente dont les qualités individuelles se combinent et se complètent en donnant un matériau hétérogène dont les performances globales sont améliorées. Les matériaux composites sont macroscopiquement homogènes mais présentent une anisotropie plus ou moins prononcée selon la nature des renforts.

Une transposition pure et simple des techniques appliquées aux matériaux isotropes doit être examinée avec le plus grand soin, l'exemple le plus classique est l'essai de traction (figure III. 19), donc il faut comprendre tout processus mécanique produisant au sein de ces matériaux une discontinuité locale de matière.

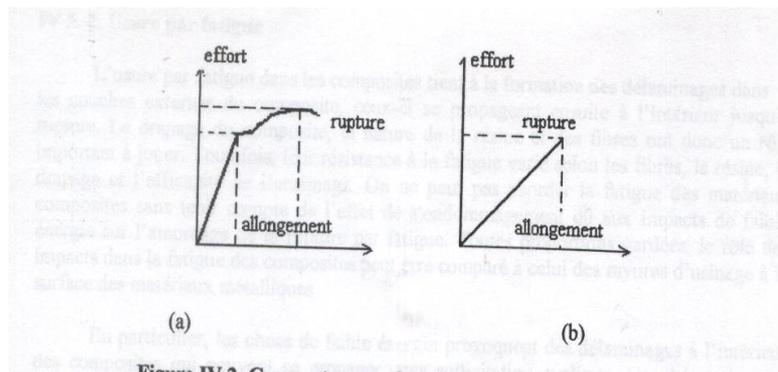


Figure III. 19. Comportement ductile et fragile d'un matériau

Les composites mettant en effet souvent en défaut les approximations classiques.

La nature de la loi de comportement mécanique peut varier avec la direction élastique et linéaire dans le sens du renfort, elle peut être non linéaire, voir plastique dans d'autres directions.

Par ailleurs, si le comportement du composite peut être considéré comme linéaire pour de faibles déformations, il faut prendre en compte sa viscoélasticité et son hygro-élasticité pour de plus grandes déformations.

III. 6. 2. 4. 1. Usure d'interaction

La source de nombreux problèmes rencontrés par les industriels réside dans le fait que les constituants fibres et matrice étant choisis avec soin et soumis à des contrôles précis, l'interface issue de leur interaction échappe en partie aux efforts d'analyse et de prévision.

En peut mettre en jeu des méthodes micromécanique de caractérisation de l'interface fibre ensimée/résine : déchaussement d'une goutte de résine, déchaussement d'une micro-indentation.

Les résultats de ces essais permettent d'optimiser le choix d'un ensimage, ils ne semblent pas utilisables pour prévoir par le calcul le comportement d'un composite. L'examen microscopique des fibres rompues montre qu'en général la surface d'adhérence, c'est-à-dire celle où subsistent des éléments de matière attachée à l'ensimage correspond à une faible partie de la surface latérale de la fibre.

III. 6. 2. 4. 2. Usure par fatigue

L'usure par fatigue des composites tient à la formation des délaminages dans les couches externes du composite, ceux-ci se propageant ensuite à l'intérieur jusqu'à rupture. Le drapage du composite, la nature de la résine et des fibres ont donc un rôle important à jouer. Toutefois, leur résistance à la fatigue varie selon les fibres, la résine, le drapage et l'efficacité de l'ensimage. On ne peut pas aborder la fatigue des matériaux composites sans tenir compte de l'effet de l'endommagement dû aux impacts de faible énergie sur l'amorçage de la rupture par fatigue. Toutes proportions gardées, le rôle des impacts dans la fatigue des composites peut être comparé à celui des rayures d'usinage à la surface des matériaux métalliques.

En particulier, les chocs de faible énergie provoquent des délaminages à l'intérieur des composites qui peuvent se propager sous sollicitation cyclique. Ce phénomène est d'autant plus dangereux qu'aucune manifestation d'endommagement préliminaire n'apparaît à la surface du composite impacté.

III. 6. 2. 4. 3. Usure par délaminage

L'endommagement par délaminage se traduit par une décohésion plane interfaciale qui produit un dédoublement du composite, dans son épaisseur. Ce type de dommage plan qui se propage selon un front, sous des sollicitations de traction et de cisaillement.

Le délaminage se progresse essentiellement par fissuration inter laminaire [43], responsable du dédoublement du matériau composite dans son épaisseur, mais il est associé également à un réseau très important de fissures inter laminaires qui dépend du drapage. Dans les composites à fibre de carbone stratifié, on observe perpendiculairement au plan de délaminage de longues fissures inter laminaire dans les plis à 0°. Ces fissures apparaissent un peu en avant du front de délaminage sous l'action du tri axialité des contraintes avant toutes décohésions à l'interface des plis. Il semble donc que le délaminage proprement dit résulte d'un endommagement préalable de la résine en avant du front, entraînant d'abord la formation de fissures inter laminaires dans une zone d'endommagement encadrant le front du délaminage.

III. 6. 3. Les lubrifiants

III. 6. 3. 1. Historique

Au début, les lubrifiants utilisés étaient des huiles et des corps gras d'origine animale ou végétale, puis les huiles d'origines pétrolières se sont imposées vers la fin du 19^{ème} siècle. Dans les années 60, une véritable croissance de recherche sur les lubrifiants a eu lieu, elle était exceptionnellement animée par la course vers l'espace [46].

III. 6. 3. 2. Définition de lubrifiant

Le mot lubrifiant est tiré du mot latin «lubricus» [47] signifiant glissant c'est le produit interposé entre les surface frottants d'un mécanisme pour réduire le frottement, l'échauffement et l'usure des organes en mouvement.

III. 6. 3. 3. Les types de lubrifiants

III. 6. 3. 3. 1. Lubrifiants solides

Les lubrifiants solides sont utilisés pour solutionner les problèmes de frottement et d'usure dans des conditions variées telles que :

- Des températures extrêmes allant de -250 à +1000°C;
- Les radiations à haute énergie de l'espace ou des réacteurs nucléaires;
- Des milieux corrosifs, acides ou chimiquement agressifs tels que l'oxygène liquide, des solvants, l'essence;
- Des charges très élevées, des mouvements oscillants ou des vitesses très faibles;
- Des mécanismes délicats, des contacts électriques ou des environnements qui ne tolèrent pas la contamination possible d'un lubrifiant liquide.

Les lubrifiants solides n'évacuent pas la chaleur, ni les débris d'usure du contact ; ils ne se renouvellent pas et le frottement reste quand même relativement élevé. Dans le choix d'un lubrifiant solide, l'ingénieur doit considérer comme première propriété une faible résistance à la déformation plastique. A cette fin, ces lubrifiants doivent pouvoir se distribuer facilement sur la surface et bien y adhérer. Lors du choix, il faut aussi considérer la compatibilité avec l'environnement auquel il est destiné, la ductilité et la conductivité électrique entre autres.

III. 6. 3. 3. 2. Lubrifiants liquides

La solution ultime au frottement et à l'usure est le lubrifiant liquide. En ingénierie, les lubrifiants liquides se nomment des huiles. En quantité et qualité adéquates et en présence d'une géométrie appropriée des surfaces en contact, l'huile forme un film entre les surfaces en mouvement relatif d'une épaisseur $h = 2$ à 100 fois la hauteur des aspérités (figure III. 20). L'usure est ainsi complètement éliminée et la résistance devient celle du film. La formation d'un film épais est régie par trois classes de paramètres : les paramètres opérationnels tels que la charge et la vitesse, les paramètres géométriques du contact et la viscosité dynamique de l'huile.

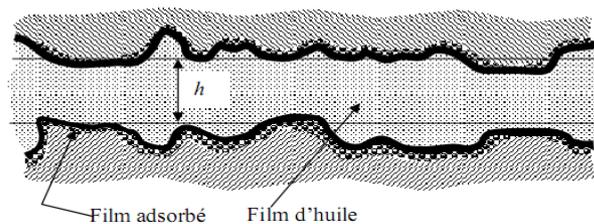


Figure III. 20. Deux solides séparés par un film épais lubrifiant liquide

III. 6. 3. 3. Lubrifiants plastiques

Les lubrifiants plastiques occupent une place intermédiaire entre les lubrifiants solides et liquides, la rugosité est plus faible et dans des conditions meilleures le coefficient de frottement est de l'ordre de 0,03-0,12. [46]

III. 6. 3. 4. Additifs

Les exigences des machines en vitesse, température et fiabilité sont maintenant telles que ni les huiles minérales, ni les huiles synthétiques ne peuvent toujours remplir toutes les conditions du cahier de charge. Tous les lubrifiants industriels contiennent des additifs destinés à protéger l'équipement, à prolonger la durée de vie du lubrifiant et améliorer ses qualités lubrifiantes. Ces additifs servent à :

- Protéger l'équipement (inhibiteurs de rouille, additifs neutralisant l'acide et anti-émulsifiants) ;
- Prolonger la durée de vie du lubrifiant (anti-oxydants) ;
- Améliorer les qualités lubrifiantes (additifs onctueux,...).

Les huiles industrielles contiennent toutes des inhibiteurs de rouille et des anti-oxydants. On les appelle des huiles R&O. les huiles hydrauliques et à engrenages peuvent contenir en plus des additifs onctueux et anti-moussant. Les huiles à moteur sont celles qui contiennent le plus d'additifs. Une catégorie importante d'additifs est l'additifs onctueux, appelé aussi anti-usure ou anti-frottement.

III. 6. 3. 4. Le rôle de lubrification

- Empêcher l'usure;
- Réduire les pertes par frottement;
- Protéger contre la rouille et la corrosion des surfaces frottantes;
- Le refroidissement;
- Faciliter le glissement.

CHAPITRE IV:
EFFET DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE
CONTACT DES SURFACES SOLIDES

IV. EFFET DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE CONTACT DES SURFACES SOLIDES

IV. 1. Contact stationnaire

On considère un contact statique entre deux solides sous l'influence d'une charge normale P dont l'interface est traversée par un courant électrique I transmis par les points en contact constituant la surface réel de contact. Les pressions et les températures élevées s'exerçant sur ces microcontacts sont essentiellement dues à la dissipation d'énergie mécanique et à l'effet joule [54]. L'augmentation de l'intensité du courant provoque une élévation de température qui adoucit (perte de dureté) le matériau métallique le plus tendre augmentant ainsi l'adhésion par accroissement des points de contact. Dans le cas des métaux, cette élévation de température conduit à des fusions locales du matériau [55, 56].

IV. 2. Contact dynamique

La conduction électrique à travers le contact métallique reste la même quand le couple en contact est soumis à une force de frottement qui s'oppose au glissement.

Dans une configuration pion sur disque, les points de contact changent continuellement, par conséquent la température due à la chaleur dissipée par effet joule est plus faible. Dans le cas d'un contact statique, l'effet joule joue un rôle important mais il l'est moins dans le cas dynamique (glissement). S'il y a superposition de l'effet joule et de la dissipation de l'énergie mécanique, cette dernière devient prédominante dans le cas des grandes charges et grandes vitesses.

IV. 3. Résistance électrique de contact

Selon que le film est continu ou discontinu, la surface mécanique de contact peut transmettre le courant électrique. A l'air libre, les surfaces sont généralement contaminées par des couches isolantes ; la conduction du courant s'effectue ainsi à travers les zones localisées où les films sont rompus par action mécaniques et/ou électrique.

La mesure de la résistance de contact R_c permet d'estimer la surface réelle de contact A_r

En utilisant la formule donnée par Holm [57], pour deux matériaux identiques en contact ayants une résistivité électrique ρ [Ωm] :

$$2aR_c = \rho \quad (\text{IV.1})$$

a étant le rayon de contact réel supposé circulaire [m].

Etant donné que le contact s'effectue à travers des points localisés de rayons circulaires a_1, a_2, \dots, a_n , le rayon de contact total sera :

$$a = \sum_i^n a_i$$

Si les « n » jonctions ont le même rayon de contact a_n , le rayon de contact réel total sera :

$$a = na_n \quad (IV.2)$$

Dont n représente le nombre de jonctions en contact. Qui peut être déterminé par les relations suivantes :

$$n = \frac{\pi \varepsilon H \rho^2}{4PR_C} \quad (IV.3)$$

$$a = \frac{2PR_C}{\pi \varepsilon H \rho} \quad (IV.4)$$

ε représente la nature du contact et définit par : $\varepsilon = 1$ contact plastique

$$0,3 < \varepsilon < 1 \quad \text{contact élastoplastique}$$

$$\varepsilon = 0,3 \quad \text{contact en limite élastique}$$

H la dureté du matériau le plus tendre [N/m^2].

En présence d'une interphase (film) d'une épaisseur constante et caractérisée par une résistivité surfacique ρ_s exprimée en $\Omega \cdot m^2$, la résistance électrique globale du contact est la somme de deux termes : l'un est lié au contact effectif $\rho_s/2a^2$ [57, 58]

$$R_C = \frac{\rho}{2a} + \frac{\rho_s}{2a^2} \quad (IV.5)$$

Quand les matériaux en contact sont différents, la simulation de la résistance électrique de contact, au niveau de la constriction, par un cylindre ayant une hauteur « a » et une surface de base « πa^2 » reste valable. La résistivité effective au niveau du contact, à l'interface sera déterminée par la relation suivante, en supposant que les deux corps ont des résistivités ρ_1 et ρ_2 :

$$\rho = \rho_1 + \rho_2 \quad (IV.6)$$

La présence d'un film d'oxyde à l'interface augmente la résistance thermique ainsi que la température au niveau des aspérités de contact.

La résistivité du graphite varie peu avec la température et n'évolue pas avec le temps, elle est de l'ordre de $10^5 \Omega m$. la résistivité des carbones-carbone à $2000^\circ C$ est environ 2,5 fois plus faible qu'à $20^\circ C$.

IV. 4. Effet du courant électrique sur le frottement et l'usure

La présence du troisième corps à l'interface provoque des variations similaires ou contradictoires entre le frottement et l'usure des corps en contact [59].

Des études [57, 54] ont montré que l'usure n'est pas influencée par le courant électrique, seulement dans le cas des grandes températures où l'adoucissement du métal tendre et l'oxydation s'accroissent. En effet, dans le cas des couples métaux inoxydables ou du graphite, l'usure demeure largement indépendante du courant [56].

Dans le cas des matériaux oxydables tels le cuivre, glissant sur une surface en carbone, l'oxydation joue un rôle important. Par ailleurs, l'usure peut être plus faible avec passage du courant que sans courant [57].

D'après les études effectuées, le passage du courant électrique à travers l'interface de contact du couple cuivre/graphite entraîne une diminution du coefficient de frottement et du taux d'usure par rapport à l'état hors courant.

IV. 5. Effet de la polarité

IV. 5. 1. Sur le frottement

Les études effectuées sur des couples métal/matériau électrographite et métal/composite métallographite, sous les conditions de faible charge normale $P = 6N$, de vitesse de glissement comprises entre 5 et 30m/s et un courant continu compris entre 5 et 30A, on montré que les valeurs de coefficient de frottement différent selon la direction du courant électrique et que lorsque le disque métallique est cathode, le coefficient de frottement est plus faible [61].

IV.5. 2. Sur l'usure

Dans un contact entre un disque en cuivre et un pion en graphite, la rupture du film d'oxyde, généré par l'élévation de température due au frottement et à l'effet joule, au niveau des aspérités en contact favorise la conduction de chaleur à travers ces zones nues. Les ions positifs du cuivre se déplacent à travers le film en formant des filaments métalliques entre les surfaces frottantes et la rupture de celles-ci provoque l'oxydation des extrémités nues.

Quand le disque devient cathode, la direction du champ électrique est opposée à celle de la diffusion des ions de cuivre, les filaments métalliques ne peuvent se former et la couche d'oxyde reste bien accrochée aux substrats, les protégeant contre l'usure [56, 59, 61]. Dans le cas d'un disque de cuivre en frottement contre un composite cuivre-graphite, la cathode s'use 10 fois plus que l'anode.

IV. 5. 3. Influence de la température sur la résistivité des matériaux

La résistivité des métaux (conducteurs) dépend de la température. On peut considérer que dans un intervalle de température réduit cette relation est linéaire:

$$\rho = \rho_0(1 + \alpha \cdot \Delta T_m) \quad (IV.7)$$

Où

α : le coefficient d'expansion thermique [$^{\circ}C^{-1}$];

ρ_0 : la résistivité à $20^{\circ}C$ [Ωm];

ΔT_m : élévation de température à l'interface [$^{\circ}C$].

La résistivité des matériaux semi conducteurs ou isolants dépend de la température selon une loi type Arrhénius:

$$\rho = \rho_0 \exp\{-E_a/(R\Delta T_m)\} \quad (IV.8)$$

Où

R : la constante universelle des gaz parfaits.

IV. 5. 4. Influence de la température sur la conductivité thermique

Dans les matériaux isolants, seuls les phonons interviennent dans la conduction de la chaleur mais dans les métaux s'ajoutent les électrons dont l'effet est si prépondérant que l'on peut négliger la conductivité atomique devant celle électronique.

La conductivité thermique est liée à la résistivité électrique par la relation suivante déduite des relations statistiques de Fermi-Dirac [54] :

$$\lambda\rho = L_0 \cdot T \quad (\text{IV.9})$$

Où

λ est la conductivité thermique électronique;

ρ est la résistivité électrique à la température T;

L_0 un coefficient appelé nombre de Lorentz égal à $2,45 \cdot 10^{-8} \text{V}/^\circ\text{C}^2$.

CHAPITRE V:

APPLICATION AU CAS DU FREINAGE

V. APPLICATION AU CAS DU FREINAGE

V. 1. Analyse thermique d'un frein à disque

Un frein à disque est composé de plusieurs éléments. L'étude d'un point de vue thermique nécessite d'abord de simplifier le problème. En effet, l'élévation de température d'un frein est principalement due au contact frottant entre le disque et les garnitures. On ne prendra en compte ces deux éléments dans l'analyse thermique (figure V. 1).

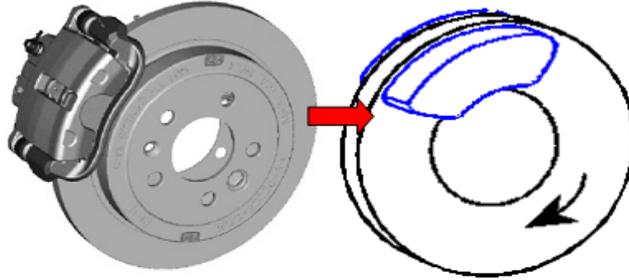


Figure V. 1. Simplification du problème

La mise en équation de ce problème, éminemment transitoire, demeure assez complexe. Le système est soumis, principalement à deux phénomènes : la conduction et la convection. L'équation de la chaleur conduit aux formulations suivantes, dans un système de coordonnées cylindriques (figure V. 2).

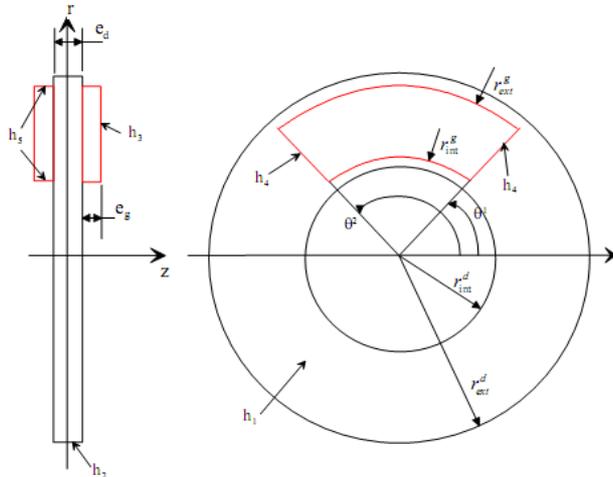


Figure V. 2. Définition du problème

$$\frac{\partial T_d}{\partial t} = a_d \left[\frac{\partial^2 T_d}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_d}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_d}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T_d}{\partial z^2} \right]$$

$$r_{int}^d \leq r \leq r_{ext}^d, 0 \leq \theta \leq 2\pi, -\frac{e_d}{2} \leq z \leq \frac{e_d}{2} \tag{V.1}$$

$$\frac{\partial T_g}{\partial t} = a_g \left[\frac{\partial^2 T_g}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_g}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_g}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T_g}{\partial z^2} \right]$$

$$r_{int}^g \leq r \leq r_{ext}^g, \theta^1 \leq \theta \leq \theta^2, -\frac{e_d}{2} \leq z \leq \frac{e_d}{2}, -e_g \leq z \leq -\frac{e_d}{2}$$

Deux types de conditions limites sont définis :

- Des conditions d'échange par convection avec l'environnement extérieur ;
- Une condition de génération de chaleur par frottement au niveau de la zone de contact.

Pour le phénomène convectif, on a :

- Pour le disque :

$$-\lambda_d \frac{\partial T_d}{\partial z} = h_1 T_d \left(r, \theta, \pm \frac{e_d}{2} \right), \quad r_{int}^d \leq r \leq r_{ext}^d, \theta^2 \leq \theta \leq \theta^1 \quad (V.2)$$

$$r_{int}^d \leq r \leq r_{int}^g \text{ et } r_{ext}^g \leq r \leq r_{ext}^d, \theta^2 \leq \theta \leq \theta^1$$

$$-\lambda_d \frac{\partial T_d}{\partial r} = h_2 T_d \left(r_{ext}^d, \theta, z \right), \quad 0 \leq \theta \leq 2\pi, -\frac{e_d}{2} \leq z \leq \frac{e_d}{2} \quad (V.3)$$

- Pour la garniture :

$$-\lambda_g \frac{\partial T_g}{\partial z} = h_3 T_g \left(r, \theta, \pm \left[\frac{e_d}{2} + e_g \right] \right), \quad r_{int}^g \leq r \leq r_{ext}^g, \theta^1 \leq \theta \leq \theta^2 \quad (V.4)$$

$$-\lambda_g \frac{\partial T_g}{\partial \theta} = h_4 T_g \left(r, \left\{ \theta^1, z \right\}, r_{int}^g \leq r \leq r_{ext}^g, \begin{array}{l} -e_g - \frac{e_d}{2} \leq z \leq -\frac{e_d}{2} \\ \frac{e_d}{2} \leq z \leq e_g + \frac{e_d}{2} \end{array} \right) \quad (V.5)$$

$$-\lambda_g \frac{\partial T_g}{\partial r} = h_5 T_g \left(\left(\begin{array}{l} r_{int}^g \\ r_{ext}^g \end{array} \right), \theta, z \right), \quad \theta^1 \leq \theta \leq \theta^2, \begin{array}{l} \frac{e_d}{2} \leq z \leq \frac{e_d}{2} + e_g \\ -\left(\frac{e_d}{2} + e_g \right) \leq z \leq -\frac{e_d}{2} \end{array} \quad (V.6)$$

En ce qui concerne la génération de chaleur par frottement, on a la formulation suivante :

$$-\lambda_d \frac{\partial T_d}{\partial z} = \varphi_d \left(r, \theta, \pm \frac{e_d}{2} \right)$$

$$-\lambda_g \frac{\partial T_d}{\partial z} = \varphi_g \left(r, \theta, \pm \frac{e_d}{2} \right) \quad (V.7)$$

Où $\varphi_d + \varphi_g = \varphi_t$

Avec φ_t le flux total généré par frottement.

On constate aisément que la résolution analytique de ce type de problème est complexe. De nombreux auteurs se sont attachés à déterminer les niveaux de températures atteints à la surface de frottement. Ils ont fait plus ou moins d'hypothèses concernant l'écoulement de la chaleur dans les solides en contact mais également sur la convection. Le modèle le plus utilisé est celui de Newcomb. Cette étude considère un contact parfait entre le disque et la garniture.

V. 2. Modèle de Newcomb

Dans son étude, Newcomb [48] considère un écoulement de chaleur unidirectionnel au travers de quatre surfaces infinies modélisant le contact entre un disque d'épaisseur d_1 et deux garnitures d'épaisseur d_2 .

$$\frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} - \frac{1}{\lambda_d} \frac{\partial T_1}{\partial x} = 0, \quad 0 < x < d_1, \quad t > 0$$

$$\frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} - \frac{1}{\lambda_g} \frac{\partial T_2}{\partial x} = 0, -d_2 < x < 0, d_1 < x < d_1 + d_2, t > 0 \quad (\text{V.8})$$

Les surfaces en $x = d_1 + d_2$ et $x = -d_2$ sont les faces libres supposées isolées.

$$\frac{\partial T_2}{\partial x} = 0, x = -d_2, x = d_1 + d_2, t > 0 \quad (\text{V.9})$$

Les surfaces $x = 0$ et $x = d_2$ sont soumises à un flux de chaleur surfacique issu du contact frottant entre le disque et la garniture (figure V. 3). Ce flux surfacique q est considéré linéairement décroissant avec le temps et de valeur $q = q_0 \left(1 - \frac{t}{t_f}\right)$ où q_0 est la valeur du flux surfacique à l'instant $t=0$.

$$a_g \frac{\partial T_2}{\partial x} = -q_2, x = 0, x = -d_1, t > 0$$

$$a_d \frac{\partial T_1}{\partial x} = -q_1, x = 0, x = -d_1, t > 0 \quad (\text{V.10})$$

$$q = q_1 + q_2, T_1 = T_2, x = 0, x = d_1, t > 0$$

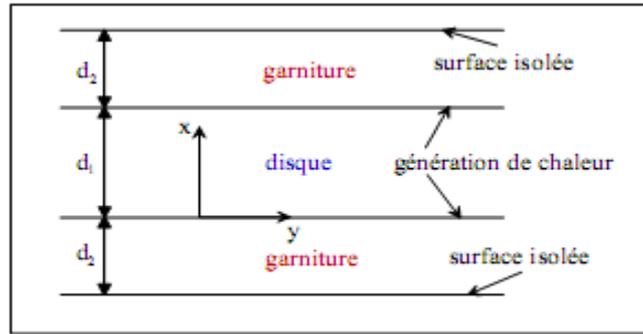


Figure V. 3. Schéma du modèle de Newcomb [48]

La résolution, par le transformée de Laplace, de l'équation de chaleur couplée aux conditions limites adiabatiques en $x = -d_2, x = d_1 + d_2$ ainsi qu'à la condition de température égale au niveau du contact ($T_1 = T_2 = T_s$) donne la relation suivante pour la température de surface ($x = 0$ et $x = d_2$) [48]:

$$\begin{aligned} T_s = & T_0 + \frac{q_0 a_d^{1/2}}{\lambda_d(1+\sigma)} \left\{ \frac{2t^{1/2}}{\pi^{1/2}} \left(1 - \frac{2}{3} \frac{t}{t_f}\right) + \frac{4t^{1/2}}{(1+\sigma)} \left[\text{ierfc}(2k_d) - \sigma \cdot \text{ierfc}(2k_g) - 4 \frac{t}{t_f} (i^3 \text{erfc}(2k_d) - \right. \right. \\ & \left. \left. \sigma \cdot i^3 \text{erfc}(2k_g)) \right] + 2(1 - 2A^2)t^{1/2} \left[\text{ierfc}(2(k_d + k_g)) - 4 \frac{t}{t_f} i^3 \text{erfc}(2(k_d + k_g)) \right] + \right. \\ & \left. 4Bt^{1/2} \left[\text{ierfc}(4k_d) - \sigma \cdot \text{ierfc}(4k_g) - 4 \frac{t}{t_f} (i^3 \text{erfc}(2k_d) - \sigma \cdot i^3 \text{erfc}(2k_g)) \right] + 2(1 + 3A - \right. \\ & \left. A^2)t^{1/2} \left[\text{ierfc}(2(2k_d + k_g)) - 4 \frac{t}{t_f} i^3 \text{erfc}(2(2k_d + k_g)) \right] + \right. \\ & \left. 2(1 - 3A - A^2)t^{1/2} \left[\text{ierfc}(2(2k_d + k_g)) - 4 \frac{t}{t_f} i^3 \text{erfc}(2(2k_d + k_g)) \right] + \right. \\ & \left. 4Ct^{1/2} \left[\text{ierfc}(6k_d) - 4 \frac{t}{t_f} i^3 \text{erfc}(6k_g) \right] + \dots \right\} \quad (\text{V.11}) \end{aligned}$$

Où

$$\sigma = \frac{\lambda_g}{\lambda_d} \left(\frac{a_d}{a_g} \right)^{1/2}, k_d = \frac{d_d}{4(a_d t)^{1/2}}, k_g = \frac{d_g}{4(a_g t)^{1/2}}, A = \frac{1-\sigma}{1+\sigma}, B = \frac{1-\sigma}{(1+\sigma)^2}, C = \frac{(1-\sigma)^2}{(1+\sigma)^3}$$

$$i^n \operatorname{erfc}(x) = \int_x^\infty i^{n-1} \operatorname{erfc}(y) dy = \frac{1}{2n} [i^{n-2} \operatorname{erfc}(x) - 2x \cdot i^{n-1} \operatorname{erfc}(x)]$$

$$i \operatorname{erfc}(x) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-x^2} - x \cdot \operatorname{erfc}(x)$$

$$i^0 \operatorname{erfc}(x) = \operatorname{erfc}(x) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_x^\infty \exp(-y^2) dy$$

Il est important de noter que plusieurs études [49, 52] utilisent une autre forme de l'équation de Newcomb ; cette formulation est obtenue à partir de l'équation (V. 11) dans laquelle seule, la première partie du second membre est retenue :

$$T_s = T_0 + \frac{q_0 a_d^{1/2}}{\lambda_d (1+\sigma)} \left\{ \frac{2t^{1/2}}{\pi^{1/2}} \left(1 - \frac{2}{3} \frac{t}{t_f} \right) \right\} \quad (\text{V.12})$$

L'utilisation de cette équation est soumise à la vérification de la condition suivante [53] :

$$\Gamma = \frac{d_1}{2 \cdot (a_1 \cdot t_f)^{0.5}} \geq 1,21 \quad (\text{V.13})$$

V. 3. Application à un freinage automobile

Afin de pouvoir comparer les températures de surface atteintes lorsqu'on varie la charge, la vitesse et le coefficient de frottement, le cas d'un frein à disque automobile va être étudié. Les principales données du problème sont les suivantes (Tableau V. 1) :

Diamètre extérieur du disque (mm)	Diamètre intérieur du disque (mm)	Temps de freinage (s)	Température ambiante (°C)
227	132	6	20

Tableau V. 1. Données du freinage étudié

Les matériaux constituant le disque et les garnitures sont respectivement, un acier et un composite à matrice organique, dont les propriétés physiques sont données dans le Tableau V. 2 (évaluées à température ambiante).

V. 3. 1. Application pour le couple acier-composite à matrice organique

V. 3. 1. 1. Propriétés des matériaux utilisés

	Disque (Acier)	Garniture (composite)
Conductivité thermique ($W. m^{-1}. K^{-1}$)	43,5	12
Capacité thermique massique ($J. Kg^{-1}. K^{-1}$)	445	900
Masse volumique ($Kg. m^{-3}$)	7850	2500

Tableau V. 2. Propriétés physiques du disque et des garnitures

On a fait étudier l'influence des paramètres charge, vitesse et coefficient de frottement sur la température moyenne du contact.

V. 3. 1. 2. Influence de la charge

La figure V. 4 illustre les températures atteintes aux cours du freinage pour plusieurs charges appliquées.

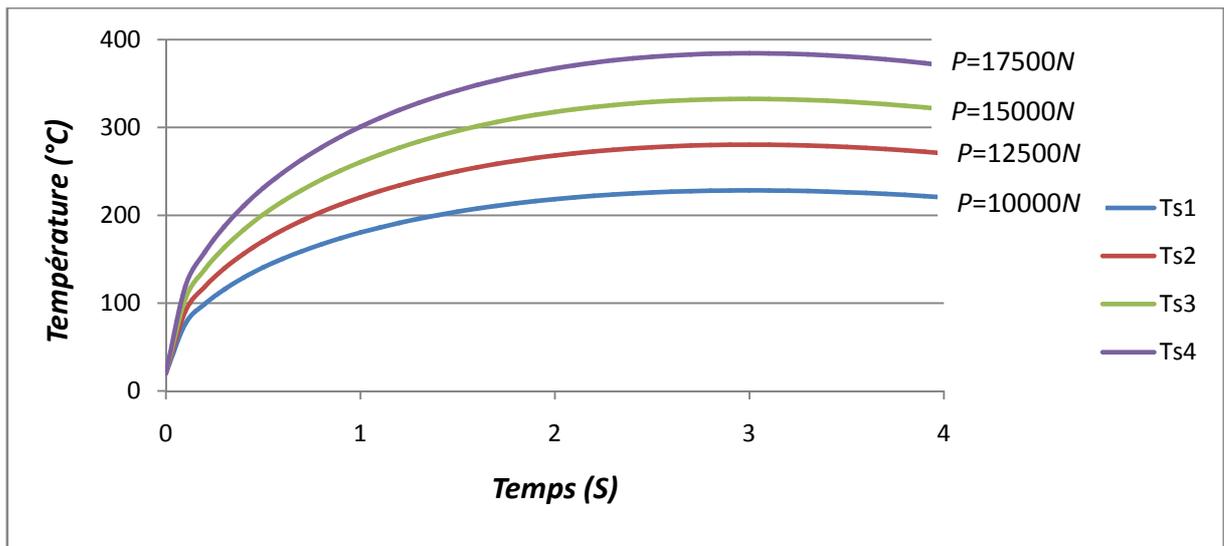


Figure V. 4. Variation de la température pour différentes charges en fonction du temps :
 $V = 100$ [Km/h] et $\mu = 0,27$.

V. 3. 1. 3. Influence de la vitesse

La figure V. 5 présente les températures atteintes aux cours du freinage pour différentes vitesses.

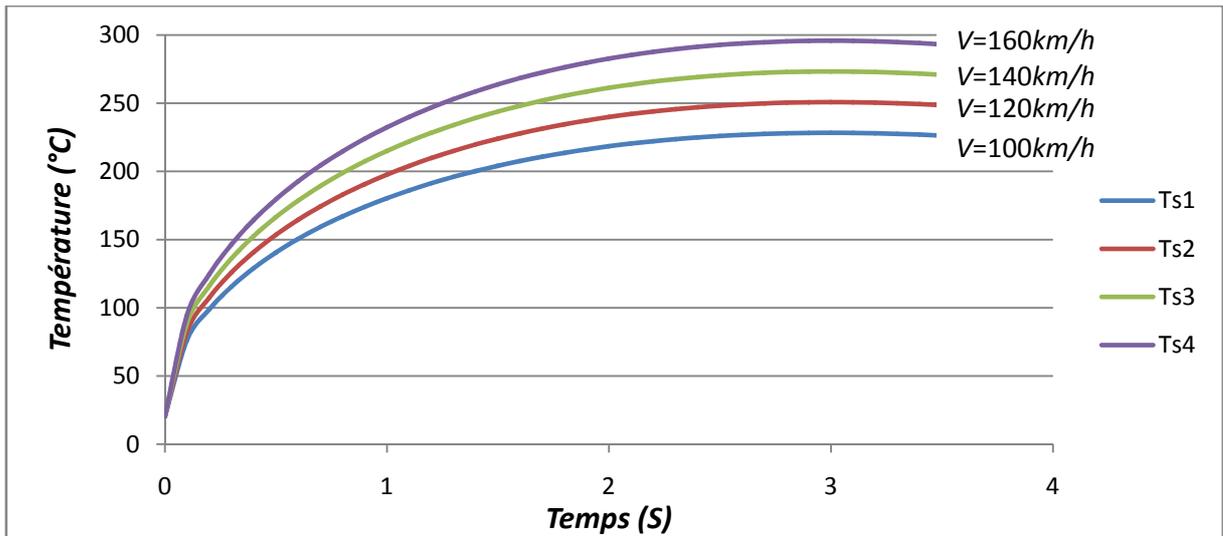


Figure V. 5. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du temps :
 $P = 10[\text{KN}]$ et $\mu = 0,27$.

V. 3. 1. 4. Influence du coefficient de frottement

La figure V. 6 donne les températures atteintes aux cours du freinage pour différents coefficients de frottement.

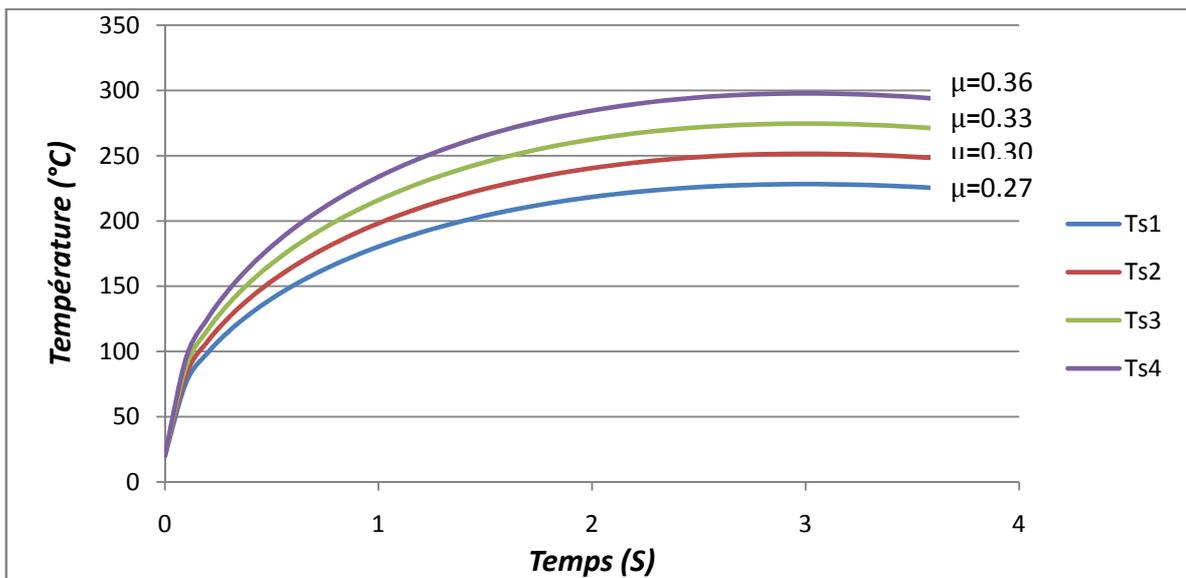


Figure V.6. Variation de la température pour différents coefficients de frottement en fonction du temps : $P = 10 [\text{KN}]$ et $V = 100 [\text{Km/h}]$

V. 3. 2. Application pour le couple cuivre/composite C-C

Pour des autres matériaux composant le disque et les garnitures qui sont, respectivement, le cuivre et le composite carbone-carbone, les propriétés physiques sont données dans le tableau V. 3 évaluées à température ambiante.

	Disque (Cuivre)	Garniture (Composite C-C)
Conductivité thermique ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	385,8	30
Capacité thermique massique ($J \cdot Kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	384,14	1420
Masse volumique ($Kg \cdot m^{-3}$)	8940	1800

Tableau V. 3. Propriétés physiques du disque et des garnitures

On présente aussi les températures moyennes à la surface du contact en fonction du temps pour le couple cuivre/composite C-C pour différentes charges, vitesses et coefficients de frottements.

V. 3. 2. 1. Influence de la charge

La figure V. 7 présente les températures atteintes aux cours du freinage pour différentes charges appliquées.

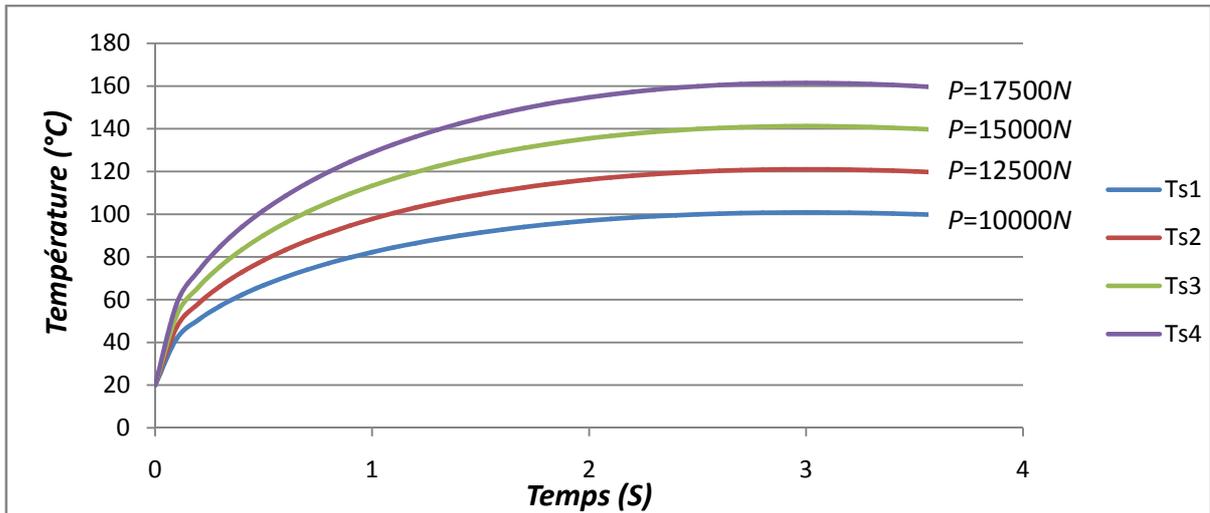


Figure V. 7. Variation de la température pour différentes charges en fonction du temps :
 $V = 100$ [Km/h] et $\mu = 0,27$

V. 3. 2. 2. Influence de la vitesse

La figure V. 8 donne les températures atteintes aux cours du freinage pour plusieurs vitesses.

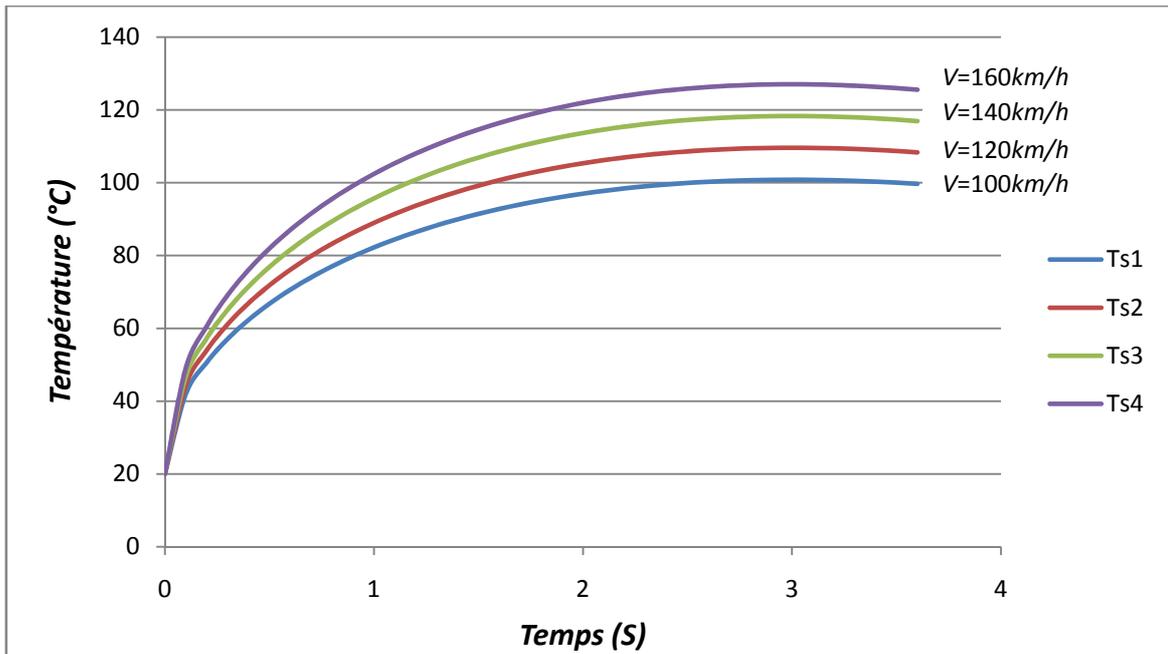


Figure V. 8. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du temps :
 $P = 10$ [KN] et $\mu = 0,27$

V. 3. 2. 3. Influence du coefficient de frottement

La figure V. 9 illustre la variation des températures atteintes durant le freinage pour différents coefficients de frottement.

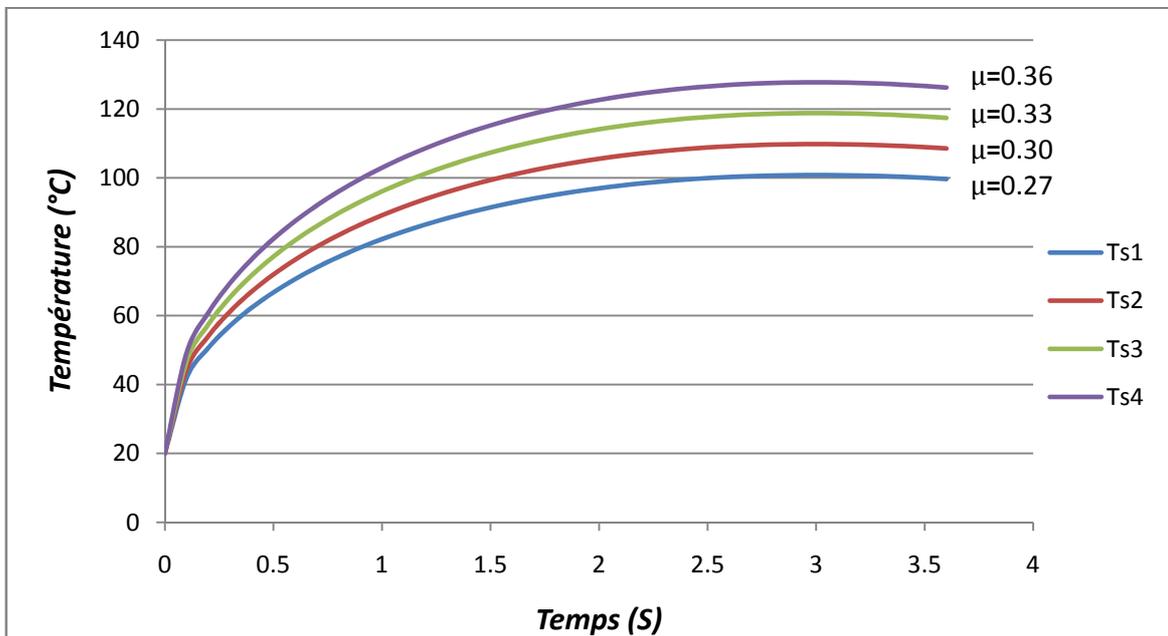


Figure V. 9. Variation de la température pour différents coefficients de frottement en fonction du temps : $P = 10$ [KN] et $V = 100$ [Km/h].

V. 3. 3. Comparaison entre les températures atteintes pour les deux couples de matériaux

La figure V. 10 présente une comparaison entre les deux couples de matériaux acier/composite et cuivre/composite C-C pour une charge $P = 10$ [KN], pour une vitesse $V = 100$ [Km/h] et pour un coefficient de frottement $\mu = 0,27$.

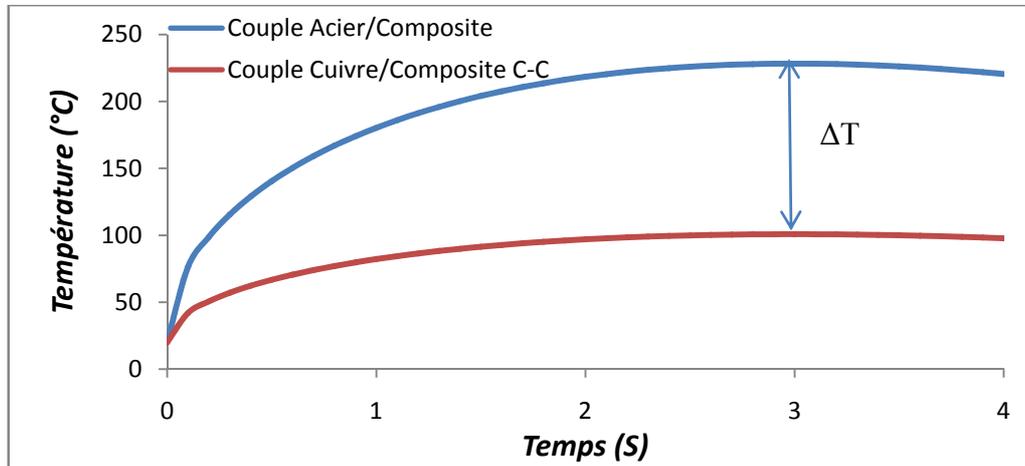


Figure V. 10. Comparaison entre les températures des deux couples.

V. 3. 4. Comparaison des températures maximales en fonction de la charge en considérant les deux modèles (numérique et analytique)

Si on compare les températures maximales obtenues à plusieurs charges, pour les deux modèles considérés (analytique et numérique), on obtient les résultats donnée par la figure V. 11.

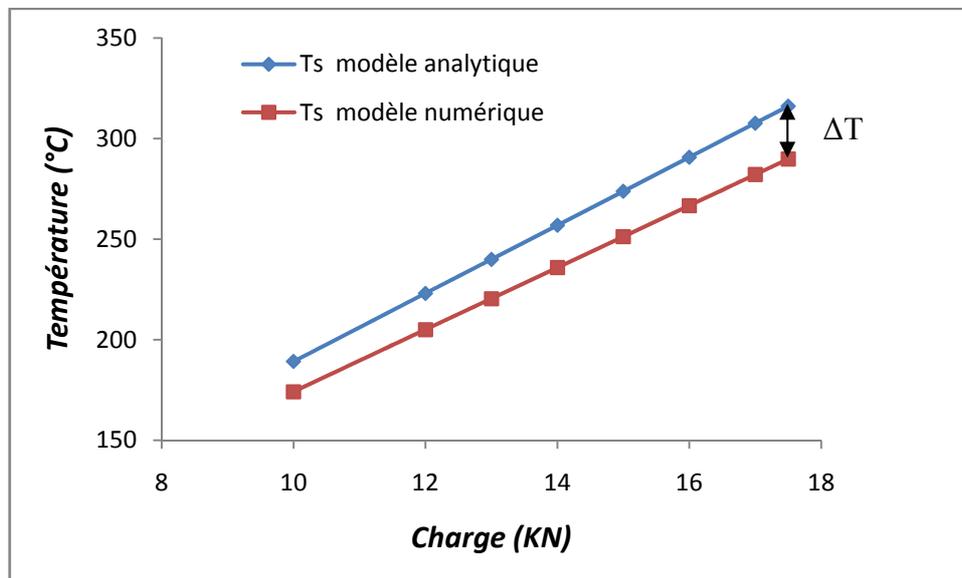


Figure V. 11. Comparaison des températures obtenues par les deux modèles considérés : $t_f = 3$ [s], $V = 100$ [Km/h] et $\mu = 0,27$.

V. 4. Discussion des résultats

Le freinage constitue une application du contact sec frottant. Les disques de frein subissent des dommages sévères ayant trait à la thermique (fissuration issue de fatigue thermique, etc.). De ce fait, de nombreux travaux [48, 49] ont été entrepris afin de mieux comprendre et maîtriser l'évolution des températures atteintes au contact. Toutes les études théoriques ont considéré le cas d'un contact parfait entre le disque et la garniture. L'apport du numérique a permis de prendre en compte des géométries et des conditions plus réalistes que pour les modèles analytiques.

On remarque dès lors, au début du freinage que, la température augmente en fonction du temps jusqu'à une valeur maximale, ensuite elle a tendance à se stabiliser. Cette stabilisation est due vraisemblablement à la diminution de la vitesse de rotation du disque à cause du freinage.

L'élévation de température atteinte est due à la présence d'une couche de débris au niveau de contact où l'on a simultanément diffusion et génération de chaleur.

L'augmentation de la température dépend de la charge, la vitesse et le coefficient de frottement, en effet, la température maximale varie de 210 à 390 °C environ pour des charges allant de 10 à 17,5 KN, des vitesses varient de 100 à 160 Km/h et des coefficients de frottement variant de 0,27 à 0,36 pour le couple acier/composite à matrice organique. En revanche, pour le couple cuivre/composite c-c la température varie de 100 à 160 °C pour les mêmes conditions.

D'autre part, la figure V. 10 montre que la température augmente rapidement pour le couple acier/composite à matrice organique alors que pour le couple cuivre/composite C-C, elle est plus faible. Par ailleurs, on remarque aussi que, l'écart de température pour les mêmes conditions entre les deux couples de matériaux varie jusqu'à $t_f = 3$ s, ensuite, elle se stabilise pour une valeur de $\Delta T = 125$ °C.

La présence du troisième corps est probablement l'un des paramètres les plus influents sur le niveau de température, notamment, par la surface de la garniture.

La figure V. 10 montre l'influence du couple des matériaux sur le comportement thermique. En effet, on peut constater que le couple cuivre/composite C-C supporte mieux la température que le couple acier/composite à matrice organique, et ce à cause des propriétés thermiques du carbone, qui supportent très bien les changements thermiques.

La figure V. 11 donne l'écart des températures maximales entre le modèle analytique et le modèle numérique. Pour $t_f = 3$ s et $V = 100$ Km/h, on a remarqué que : $\Delta T = 15$ °C pour $P = 10$ KN, $\Delta T = 18$ °C pour $P = 12$ KN, $\Delta T = 21$ °C pour $P = 14$ KN et $\Delta T = 26$ °C pour $P = 17,5$ KN.

On constate qu'il n'y a pas une grande différence entre les températures obtenues par notre modèle analytique étudié et le modèle numérique élaboré.

Du point de vue comportement tribologique dépend non seulement des matériaux du couple [63], mais aussi des films présents à l'interface. Ces phénomènes sont complexes, ils dépendent des conditions externes et varient largement d'un matériau à l'autre.

Des études sur le comportement en frottement et usure des métaux purs, dans les conditions atmosphériques et sous vide du couple Ni/Ni [66], indique que le coefficient de frottement μ est plus élevé sous vide que dans l'air, en revanche, l'usure est plus forte dans l'air que sous vide. Par ailleurs, sous certaines conditions, l'usure peut être réduite lorsque les surfaces de contact frottent dans une atmosphère inerte [64].

En présence d'oxygène, l'épaisseur de métal oxydée est plus importante. De plus, si l'oxyde formé adhère sur le métal sous-jacent ou s'il est trop fragile, il aura tendance à ce détacher ou à se désagréger facilement, entraînant une augmentation significative de l'usure (cas où le courant électrique $I = 0$ A).

CHAPITRE VI:
MODELISATION THERMIQUE
D'UN CONTACT GLISSANT

VI. MODELISATION THERMIQUE D'UN CONTACT GLISSANT

VI. 1. Introduction

On sait que lorsque deux matériaux solides sont accolés, le contact réel ne se produit pas sur la totalité de la surface apparente de contact, mais en nombre limité de zones où l'on admet que le contact est parfait et qui correspondent aux aspérités qui constituent la microgéométrie des surfaces [62].

Le modèle choisi considère un contact tribologique entre deux pièces (figure V. 1), où la surface du matériau I comporte un nombre infini d'aspérités régulièrement réparties et ayant la forme de bandes parallèles de section rectangulaire et de hauteur H . Les deux matériaux sont en mouvement relatif, l'un par rapport à l'autre où le mouvement est une translation rectiligne.

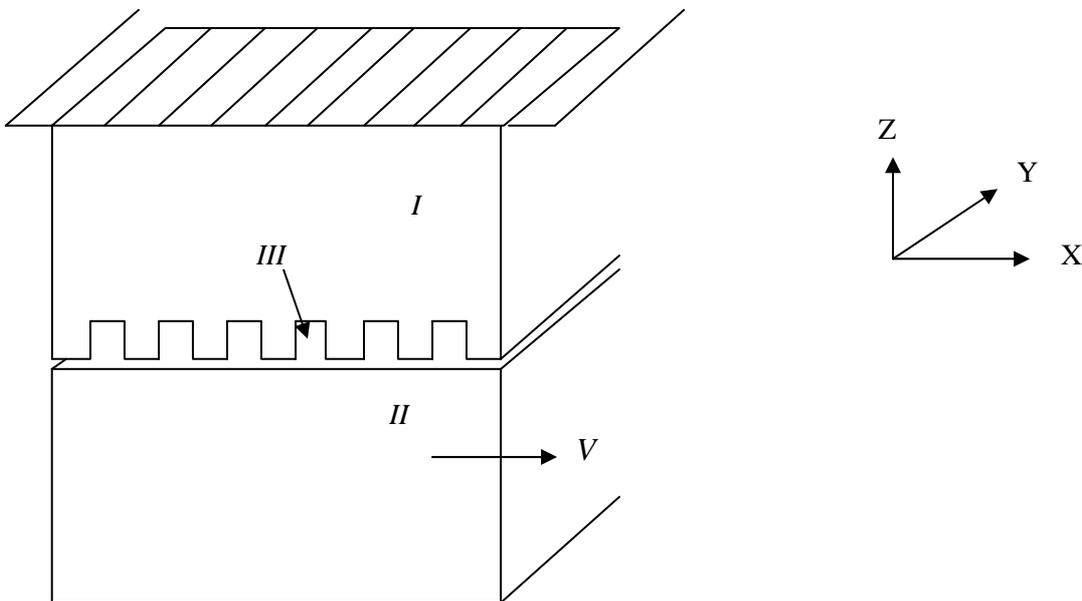


Figure VI. 1. Schématisation des deux surfaces planes

I : surface rugueuse (pièce fixe).

II : surface plane lisse (pièce mobile).

III : milieu interstitiel.

VI. 2. Analyse des régimes thermiques

VI. 2. 1. Choix du référentiel

Le couple de matériaux est dynamique et il est bien évident que pour étudier le phénomène de transfert de chaleur, on peut indifféremment supposer le matériau I immobile et le matériau II mobile (on peut faire la supposition inverse).

Dans le matériau mobile considéré, on peut décrire le phénomène par rapport à des axes liés au matériau fixe.

VI. 2. 2. Régimes thermiques établis

Nous admettrons comme un fait expérimental qu'après un temps t_0 , on obtient dans l'ensemble des milieux I, II, III des phénomènes établis ne se présentant pas de la même façon.

Dans le matériau I, porteur d'aspérités qui canalisent la chaleur, le phénomène thermique établi va être permanent. Il est de même pour le milieu III. C'est pour cette raison que nous allons considérer le milieu I comme fixe et le milieu II comme mobile et animé de la vitesse de translation V . On choisit donc un référentiel lié aux aspérités.

Le contact étant formé d'un nombre infini d'aspérités identiques régulièrement réparties et distantes de $2B$, le phénomène établi dans le matériau II va être un phénomène périodique commandé par la vitesse V et l'écartement entre deux aspérités et dont la période est :

$$\tau = \frac{2B}{V} \quad (\text{VI.1})$$

VI. 3. Principe de l'étude

VI. 3. 1. Hypothèses

Nous allons préciser maintenant les hypothèses que nous serons amenés à utiliser.

- Nous nous plaçons dans le cas d'un écoulement bidimensionnel de la chaleur;
- Le frottement entre les deux matériaux entraîne une production de chaleur dans la zone de contact. Nous supposons, comme il est communément admis, que cette production de chaleur est limitée à la seule zone de contact réel;
- Nous supposons de plus que la géométrie des aspérités ne varie pas au cours du frottement;
- Les plans P_1 et P_2 que nous présentons ci-après, sont suffisamment éloignés pour que nous puissions les considérer comme isothermes;
- Sur le plan P_1 , nous imposerons un flux de chaleur uniforme (flux de chaleur surfacique φ_1) et nous maintiendrons le plan P_2 isotherme à une température qui nous servira de température de référence;
- Nous considérons l'espace interstitiel vide, ce qui fait que sa conductivité $\lambda_3 = 0$;
- Nous considérons les caractéristiques physiques des matériaux comme constantes, elles sont en particulier indépendantes de la température;
- La dimension suivant l'axe Y , c'est-à-dire suivant l'épaisseur est considérée microscopique.

VI. 3. 2. Equation générale de la chaleur

Dans chacun des deux matériaux I et II, la répartition des températures vérifie l'équation de chaleur.

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \rho c \frac{dT}{dt} \quad (\text{VI.2})$$

Où

$\frac{dT}{dt}$ représente la dérivée particulière de température par rapport au temps et qui a pour expression :

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{VI.3})$$

Avec

$$\frac{\partial x}{\partial t} = V \text{ et } \frac{\partial z}{\partial t} = 0 \quad (\text{VI.4})$$

Dans ce cas $\frac{dT}{dt}$ se réduit à $\frac{\partial T}{\partial t}$ dans le milieu I et qui a pour valeur $\frac{\partial T}{\partial t} + V \frac{\partial T}{\partial x}$ dans le milieu II.

La diffusivité thermique du matériau est définie par

$$a = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (\text{VI.5})$$

Donc pour le corps I fixe, l'équation de la chaleur devient :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{VI.6.a})$$

Pour le corps mobile II, l'équation devient :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{a} \left(\frac{\partial T}{\partial t} + V \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (\text{VI.6.b})$$

VI. 4. Etude numérique

Pour intégrer numériquement l'équation de la chaleur, nous n'avons pas utilisé la méthode des différences finies, car il est malaisé d'exprimer avec précision ; nous avons préféré une méthode de type « control volume approach ».

VI. 5. Principe de calcul numérique

Le domaine élémentaire d'étude ABCD représenté ci-dessous est découpé en un maillage régulier (maille carré de dimension h) respectant les frontières géométriques du schéma y compris l'aspérité.

De part et d'autre du domaine d'étude, On à ajouté une rangée supplémentaire de maille ($J = 1, J = JM$) pour simuler la symétrie du schéma.

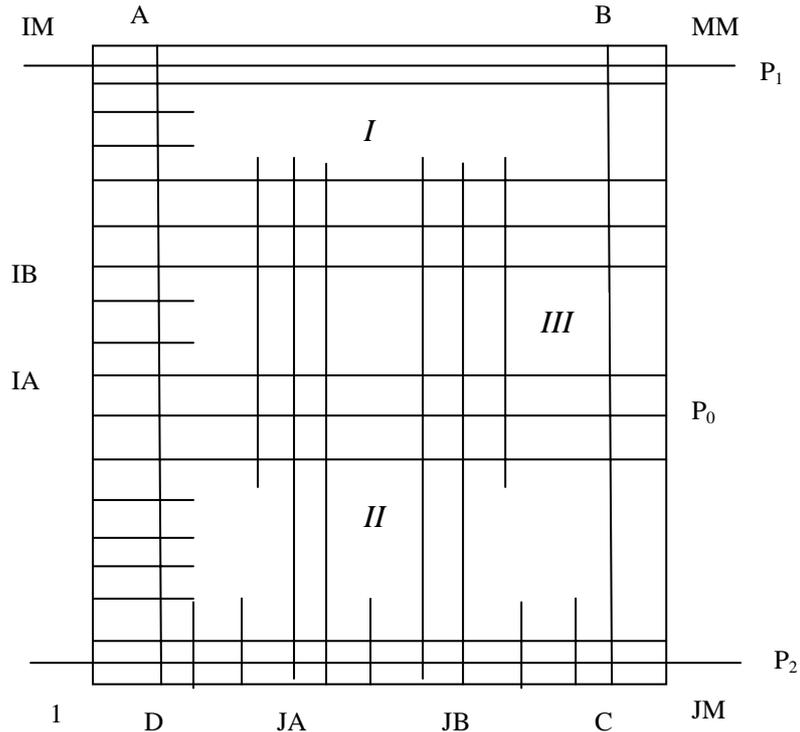


Figure VI. 2. Découpage du schéma en éléments

Chaque maille de la figure (VI. 2) est considérée comme un petit élément de volume isotherme lié thermiquement au quatre éléments qui l'entourent.

L'expression mathématique de ces liaisons obtenues, pour chaque maille à une équation, nous avons un système de N équations à N inconnues, nous verrons que ces équations sont linéaires.

VI. 5. 1. Méthode générale donnant les équations du problème

On va exposer la méthode qui permet d'établir ces équations.

Un élément est repéré par les indices de ligne i et de colonne j.

On écrit que le flux échangé entre deux éléments est conservatif le long du chemin parcouru.

Si e est la dimension de la maille dans le sens de l'épaisseur du schéma (suivant l'axe Y), le flux échangé s'écrit à l'instant t :

$$\varphi = \lambda_{i,j} e h \frac{T_f^t - T_{i,j}^t}{h/2} \quad (\text{VI.7})$$

Où :

On exprime ainsi l'échange par unité de temps entre les centres de deux éléments voisins (i, j) et (i, j-1) par exemple :

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = 2\lambda_{i,j} e (T_f^t - T_{i,j}^t) \quad (\text{VI.8})$$

Et

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = 2\lambda_{i,j}e(T_{i,j-1}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.9})$$

Ces deux équations peuvent être données sous formes :

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = \frac{2e(T_f^t - T_{i,j}^t)}{1/\lambda_{i,j}} \quad (\text{VI.10})$$

Et

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = \frac{2e(T_{i,j-1}^t - T_f^t)}{1/\lambda_{i,j-1}} \quad (\text{VI.11})$$

Ce qui donne

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = \frac{2e(T_f^t - T_{i,j}^t) + 2e(T_{i,j-1}^t - T_f^t)}{(1/\lambda_{i,j}) + (1/\lambda_{i,j-1})} \quad (\text{VI.12})$$

On écrit cet échange sous la forme

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = C_{j-1}e(T_{i,j-1}^t - T_{i,j}^t) \quad (\text{VI.13})$$

On écrit de la même façon les flux échangés entre tous les autres éléments entourant l'élément (i, j), on a alors :

$$\varphi_{i,j}^{i-1,j} = C_{i-1}e(T_{i-1,j}^t - T_{i,j}^t) \quad (\text{VI.14})$$

$$\varphi_{i,j}^{i,j+1} = C_{j+1}e(T_{i,j+1}^t - T_{i,j}^t) \quad (\text{VI.15})$$

$$\varphi_{i,j}^{i+1,j} = C_{i+1}e(T_{i+1,j}^t - T_{i,j}^t) \quad (\text{VI.16})$$

Les grandeurs C_{j-1} , C_{i-1} , C_{j+1} et C_{i+1} sont définies par :

$$C_{j-1} = \frac{2\lambda_{i,j}\lambda_{i,j-1}}{\lambda_{i,j} + \lambda_{i,j-1}} \quad (\text{VI.17})$$

$$C_{i-1} = \frac{2\lambda_{i,j}\lambda_{i-1,j}}{\lambda_{i,j} + \lambda_{i-1,j}} \quad (\text{VI.18})$$

$$C_{j+1} = \frac{2\lambda_{i,j}\lambda_{i,j+1}}{\lambda_{i,j} + \lambda_{i,j+1}} \quad (\text{VI.19})$$

$$C_{i+1} = \frac{2\lambda_{i,j}\lambda_{i+1,j}}{\lambda_{i,j} + \lambda_{i+1,j}} \quad (\text{VI.20})$$

Pour respecter l'équilibre thermique de l'élément, le bilan de ces flux doit représenter la quantité de chaleur nécessaire à faire passer l'élément de la température $T_{i,j}^{t-\Delta t}$ à la température $T_{i,j}^t$ qui est :

$$\varphi_{t-\Delta t}^t = \frac{h^2 e \rho_{i,j} c_{i,j}}{\Delta t} (T_{i,j}^t - T_{i,j}^{t-\Delta t}) \quad (\text{VI.21})$$

Pour effectuer l'équilibre thermique de cet élément (i, j), il faut que :

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} + \varphi_{i,j}^{i-1,j} + \varphi_{i,j}^{i,j+1} + \varphi_{i,j}^{i+1,j} + \varphi_{t-\Delta t}^t = 0 \quad (\text{VI.22})$$

C'est-à-dire :

$$C_{j-1}T_{i,j-1}^t + C_{i-1}T_{i-1,j}^t + C_{j+1}T_{i,j+1}^t + C_{i+1}T_{i+1,j}^t - (C_{j-1} + C_{i-1} + C_{j+1} + C_{i+1})T_{i,j}^t + \frac{h^2}{L_{i,j}\Delta t}(T_{i,j}^t - T_{i,j}^{t-\Delta t}) = 0 \quad (\text{VI.23})$$

$$L_{i,j} = \frac{1}{\rho_{i,j}c_{i,j}} \quad (\text{VI.24})$$

L'équation VI. 23 s'applique à tous les éléments du schéma sauf ceux des limites du domaine d'étude et du contact.

VI. 5. 2. Conditions aux limites

VI. 5. 2. 1. Sur les bords latéraux (j = 1 et j = JM)

Les éléments appartiennent à des domaines d'études identiques à celui qu'on étudie puisque, le contact est formé d'une infinité d'aspérités identiques et régulièrement réparties.

$$T_{i,1}^t = T_{i,JM-1}^t \quad (\text{VI.25})$$

$$T_{i,JM}^t = T_{i,2}^t \quad (\text{VI.26})$$

VI. 5. 2. 2. Sur le plan P₂ (i = 1)

Ce plan est isotherme, on va imposer une température de référence.

$$T_{1,j}^t = T_{2,j}^t \quad (\text{VI.27})$$

VI. 5. 2. 3. Sur le plan P₁ (i = IM)

$$T_{IM,j}^t = T_{IM-1,j}^t + \frac{\varphi_1 h}{\lambda_1} \quad (\text{VI.28})$$

VI. 5. 2. 4. Sur le plan de glissement au niveau de l'aspérité (i = IA et IA-1, JA < j < JB)

On a une production de chaleur par frottement dont il faut tenir compte dans l'établissement du bilan thermique de ces éléments, nous utiliserons la même méthode que dans le cas général, mais la température de la frontière sera déterminée en considérant la production de chaleur et en exprimant le bilan des flux sur la surface de glissement.

$$\lambda_1 e h \frac{T_f^t - T_1^t}{h/2} - \varphi e h + \lambda_2 e h \frac{T_f^t - T_2^t}{h/2} = 0 \quad (\text{VI.29})$$

D'où

$$T_f^t = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} T_1^t + \frac{\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} T_2^t + \frac{\varphi h}{2(\lambda_1 + \lambda_2)} \quad (\text{VI.30})$$

Nous pouvons alors, avec cette équation, écrire la liaison à travers le contact, entre les éléments des lignes IA-1 et IA et pour j compris entre JA et JB.

VI. 5. 3. Formulation de l'évolution dans le temps

Pour les milieux I et III, nous avons vu que le régime thermique est permanent, l'équation s'écrit donc :

$$C_{j-1}T_{i,j-1} + C_{i-1}T_{i-1,j} + C_{j+1}T_{i,j+1} + C_{i+1}T_{i+1,j} - (C_{j-1} + C_{i-1} + C_{j+1} + C_{i+1})T_{i,j} = 0 \quad (\text{VI.31})$$

Pour le milieu II, les éléments se déplacent avec une vitesse V suivant l'axe X , seul le régime périodique nous intéresse, et nous ne cherchons pas à connaître l'établissement de ce régime. L'élément (i, j) situé à la distance x à l'instant t se trouvait à l'instant $t - \Delta t$ à la distance $x - \Delta x$ avec $\Delta x = V \cdot \Delta t$.

Nous avons choisi un pas dans le temps Δt tel que le matériau II se translate pendant ce temps d'une distance Δx égale à la dimension h d'un élément ($\Delta t = h/V$). Le terme fonction du temps dans l'équation VI.23 pour les éléments du matériau II s'écrit donc :

$$\varphi_{t-\Delta t}^t = \frac{vh}{L_{i,j}} (T_{i,j} - T_{i,j-1}) \quad (\text{VI.32})$$

Dans ce cas, pour le milieu II, l'équation s'écrit :

$$C_{j-1}T_{i,j-1} + C_{i-1}T_{i-1,j} + C_{j+1}T_{i,j+1} + C_{i+1}T_{i+1,j} - (C_{j-1} + C_{i-1} + C_{j+1} + C_{i+1})T_{i,j} + \frac{vh}{L_{i,j}} (T_{i,j} - T_{i,j-1}) = 0 \quad (\text{VI.33})$$

VI. 6. Les équations du problème

Les équations au « CONTROL VOLUME APPROACH » sont établies, pour tous les éléments (i, j) en se basant sur la méthode générale précédente réalisant l'équilibre thermique à partir du bilan des flux.

Pour écrire ces équations, on pose :

$$\begin{aligned} C_1 &= \lambda_1 & C_2 &= \lambda_2 & C_3 &= \frac{2\lambda_1\lambda_2}{\lambda_1+\lambda_2} \\ L_2 &= \frac{1}{\rho_2 c_2} & d_2 &= \frac{vh}{L} \\ \alpha_1 &= \frac{C_1}{4C_1} = \frac{1}{4} & \alpha_2 &= \frac{C_2-d_2}{4C_2-d_2} & \alpha_3 &= \frac{C_2-d_2}{3C_2-d_2} \\ \alpha_4 &= \frac{C_2-d_2}{3C_2+C_3-d_2} & \alpha_6 &= \frac{C_1}{2C_1+C_3} & \alpha_7 &= \frac{C_1}{3C_1+C_3} \\ \alpha_9 &= \frac{C_1}{3C_1} = \frac{1}{3} & \alpha_{10} &= \frac{C_1}{4C_1} = \frac{1}{4} & \alpha_{11} &= \frac{C_1}{3C_1} = \frac{1}{3} & \alpha_{12} &= \frac{C_1}{4C_1} = \frac{1}{4} \\ \beta_2 &= \frac{C_2}{4C_2-d_2} & \beta_2 &= \frac{C_2}{3C_2-d_2} & \beta_4 &= \frac{C_2-d_2}{3C_2+C_3-d_2} & \beta_5 &= \frac{C_3}{2C_1+C_3} \\ \beta_6 &= \frac{C_3}{2C_1+C_3} & \beta_7 &= \frac{C_3}{2C_1+C_3} & \beta_8 &= \frac{C_1}{3C_1} = \frac{1}{3} \\ \gamma_5 &= \frac{C_1}{2C_1+C_3} & \delta_4 &= \frac{C_3}{3C_2+C_3-d_2} \end{aligned}$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $1 < i < IA-1$ et $1 < j < JM$

Dans le milieu II, les échanges de chaleur entre les centres sont :

$$\varphi_{i,j}^{i,j-1} = 2\lambda_2 e(T_f^t - T_{i,j}^t) = 2\lambda_2 e(T_{i,j-1}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.34})$$

$$\varphi_{i,j}^{i-1,j} = 2\lambda_2 e(T_f^t - T_{i,j}^t) = 2\lambda_2 e(T_{i-1,j}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.35})$$

$$\varphi_{i,j}^{i,j+1} = 2\lambda_2 e(T_f^t - T_{i,j}^t) = 2\lambda_2 e(T_{i,j+1}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.36})$$

$$\varphi_{i,j}^{i+1,j} = 2\lambda_2 e(T_f^t - T_{i,j}^t) = 2\lambda_2 e(T_{i+1,j}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.37})$$

$$\varphi_{t-\Delta t}^t = \frac{heV}{\xi_{i,j}} (T_{i,j}^t - T_{i,j}^{t-\Delta t}) \quad (\text{VI.38})$$

Appliquons les étapes données dans le cas général, l'équation donnant la répartition des températures pour ces éléments est :

$$C_2 T_{i,j-1} + C_2 T_{i-1,j} + C_2 T_{i,j+1} + C_2 T_{i+1,j} - 4C_2 T_{i,j} + d_2 (T_{i,j} - T_{i,j-1}) = 0 \quad (\text{VI.39})$$

C'est-à-dire :

$$(C_2 - d_2) T_{i,j-1} + C_2 T_{i-1,j} + C_2 T_{i,j+1} + C_2 T_{i+1,j} - (4C_2 - d_2) T_{i,j} = 0 \quad (\text{VI.40})$$

En définitif :

$$T_{i,j} = \alpha_2 T_{i,j-1} + \beta_2 T_{i-1,j} + \beta_2 T_{i,j+1} + \beta_2 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.41})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA-1$ et $(1 < j < JA$ et $JB < j < JM)$

De la même façon, les échanges $\varphi_{i,j}^{i,j-1}$, $\varphi_{i,j}^{i-1,j}$, $\varphi_{i,j}^{i,j+1}$, $\varphi_{t-\Delta t}^t$ gardent les mêmes expressions que VI.34, VI.35, VI.36 et VI.38 respectivement, par contre :

$$\varphi_{i,j}^{i+1,j} = 0 \quad (\text{VI.42})$$

Parce que la conductivité λ_3 est nulle car l'espace interstitiel est vide. Dans ce cas, l'équation donnant la répartition des températures s'écrit :

$$C_2 T_{i,j-1} + C_2 T_{i-1,j} + C_2 T_{i,j+1} - 3C_2 T_{i,j} + d_2 (T_{i,j} - T_{i,j-1}) = 0 \quad (\text{VI.43})$$

En définitif :

$$T_{i,j} = \alpha_3 T_{i,j-1} + \beta_3 T_{i-1,j} + \beta_3 T_{i,j+1} \quad (\text{VI.44})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA-1$ et $JA \leq j \leq JB$

Dans ce cas, les flux échangés $\varphi_{i,j}^{i,j-1}$, $\varphi_{i,j}^{i-1,j}$, $\varphi_{i,j}^{i,j+1}$, $\varphi_{t-\Delta t}^t$ sont donnés par les expressions VI.34, VI.35, VI.36 et VI.38 respectivement, par contre :

$$\varphi_{i,j}^{i+1,j} = 2\lambda_2 e(T_f^t - T_{i,j}^t) = 2\lambda_1 e(T_{i+1,j}^t - T_f^t) \quad (\text{VI.45})$$

L'équation donnant la répartition des températures dans ces éléments s'écrit :

$$C_2 T_{i,j-1} + C_2 T_{i-1,j} + C_2 T_{i,j+1} + C_3 T_{i+1,j} - (3C_2 + C_3) T_{i,j} + d_2 (T_{i,j} - T_{i,j-1}) = 0 \quad (\text{VI.46})$$

En définitif :

$$T_{i,j} = \alpha_4 T_{i,j-1} + \beta_4 T_{i-1,j} + \beta_4 T_{i,j+1} + \delta_4 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.47})$$

Dans ce qui suit, c'est-à-dire pour les éléments de maillage qui restent, nous allons donner les équations donnant la répartition des températures directement.

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec i = IA et j = JA

En procédant de la même manière :

$$T_{i,j} = \beta_5 T_{i-1,j} + \gamma_5 T_{i,j+1} + \gamma_5 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.48})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec i = IA et j = JB

En procédant de la même manière :

$$T_{i,j} = \alpha_6 T_{i,j-1} + \beta_6 T_{i-1,j} + \alpha_6 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.49})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec i = IA et JA < j < JB

En procédant de la même manière :

$$T_{i,j} = \alpha_7 T_{i,j-1} + \beta_7 T_{i-1,j} + \alpha_7 T_{i+1,j} + \alpha_7 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.50})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec IA < i ≤ IB et j = JA

En procédant de la même manière :

$$T_{i,j} = \beta_8 T_{i-1,j} + \beta_8 T_{i,j+1} + \beta_8 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.51})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec IA < i ≤ IB et j = JB

$$T_{i,j} = \alpha_9 T_{i,j-1} + \alpha_9 T_{i-1,j} + \alpha_9 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.52})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec IA < i ≤ IB et JA < j < JB

$$T_{i,j} = \alpha_{10} T_{i,j-1} + \alpha_{10} T_{i-1,j} + \alpha_{10} T_{i,j+1} + \alpha_{10} T_{i+1,j} \quad (\text{VI.53})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec i = IB+1 et (1 < j < JA et JB < j < JM)

$$T_{i,j} = \alpha_{11} T_{i,j-1} + \alpha_{11} T_{i,j+1} + \alpha_{11} T_{i+1,j} \quad (\text{VI.54})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec i = IB+1 et (JA ≤ j ≤ JB)

$$T_{i,j} = \alpha_{12} T_{i,j-1} + \alpha_{12} T_{i-1,j} + \alpha_{12} T_{i,j+1} + \alpha_{12} T_{i+1,j} \quad (\text{VI.55})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec IB+1 < i < IM et 1 < j < JM

$$T_{i,j} = \alpha_1 T_{i,j-1} + \alpha_1 T_{i-1,j} + \alpha_1 T_{i,j+1} + \alpha_1 T_{i+1,j} \quad (\text{VI.56})$$

VI. 7. Résolution du système d'équations

Chaque équation est écrite sous la forme générale :

$$T_{i,j} = \alpha T_{i,j-1} + \beta T_{i-1,j} + \gamma T_{i,j+1} + \delta T_{i+1,j} + \varepsilon \quad (\text{VI.57})$$

Avec $\varepsilon = 0$

Où les valeurs α , β , γ , δ et ε sont calculés à partir de la position (i, j) de l'élément dans le schéma.

VI. 8. Facteurs influant la répartition des températures

Cette étude numérique peut être réalisée pour différents cas de contact en faisant varier :

- La nature des matériaux I et II ;
- La surface réduite S^* , c'est-à-dire le rapport de surface entre la largeur de l'aspérité et la largeur du domaine d'étude ;
- La vitesse de glissement ;
- La charge appliquée ;
- Le coefficient de frottement.

VI. 9. Application pour le modèle choisi

Suite au model simplifié, on a un contact triborugueux.

On considère pour les calculs que, le matériau I en cuivre et le matériau II en composite C-C

Pour cela, nous fixerons les caractéristiques suivantes :

- Le pas choisi est : $h = 0,002$ [cm] ;
- L'épaisseur est : $e = 1$ [cm] ;
- Le diamètre du disque est : $D_{\text{disque}} = 12$ [cm].

Et les propriétés physiques des deux matériaux sont données par :

	Cuivre	Composite C-C
Conductivité thermique ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	385,8	30
Capacité thermique massique ($\text{J} \cdot \text{Kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	384,14	1420
Masse volumique ($\text{Kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	8940	1800

Tableau VI. 1. Propriétés physiques du cuivre et du composite C-C

On trace les températures moyennes à la surface de contact en fonction de flux de chaleur surfacique pour des différentes charges, vitesses et coefficients de frottements avec l'utilisation d'un programme FORTRAN.

VI. 9. 1. Influence de la charge

P (N)	50	60	70	80
$\varphi \cdot 10^4$ (W/m ²)	5,35	6,42	7,50	8,57

Tableau VI. 2. Le flux de chaleur surfacique pour différentes charges

La figure VI. 3 présente les températures atteintes aux cours du contact au niveau du contact pour différentes charges appliquées en fonction de flux de chaleur surfacique.

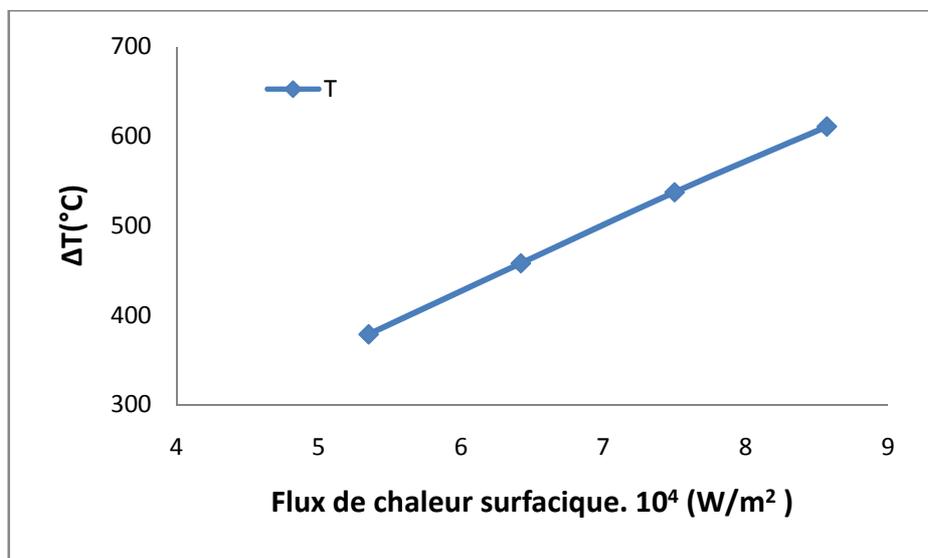


Figure VI. 3. Variation de la température pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique : $V = 6$ [m/s] et $\mu = 0,5$.

On remarque que la température augmente lorsqu'on augmente le flux de chaleur surfacique avec l'augmentation de la valeur de la charge appliquée.

VI. 9. 1. Influence de la vitesse

V (m/s)	3	4	5	6
$\varphi \cdot 10^4$ (W/m ²)	4,28	5,71	7,14	8,57

Tableau VI. 3. Le flux de chaleur surfacique pour différentes vitesses

La figure VI. 4 illustre les températures atteintes aux cours du contact au niveau du contact pour différentes vitesses en fonction de flux de chaleur surfacique.

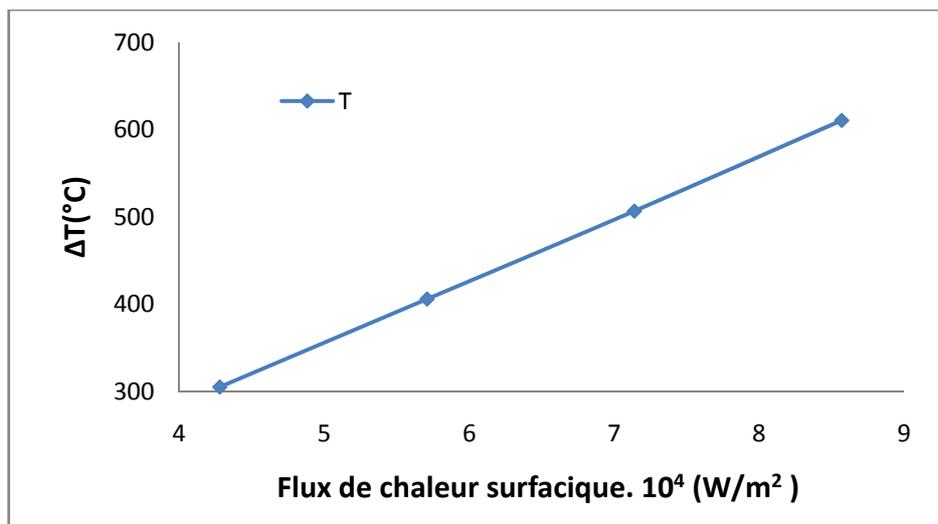


Figure VI. 4. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du flux de chaleur surfacique : $p = 80$ [N] et $\mu = 0,5$.

On constate que la température augmente lorsqu'on augmente le flux de chaleur surfacique avec l'augmentation de la valeur de la vitesse.

VI. 9. 1. Influence du coefficient de frottement

μ	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5
$\varphi \cdot 10^4$ (W/m^2)	5,14	6	6,85	7,71	8,57

Tableau VI. 4. Le flux de chaleur surfacique pour différents coefficients de frottement

La figure VI. 5 donne les températures atteintes aux cours du contact au niveau du contact pour des différentes vitesses en fonction de flux de chaleur surfacique

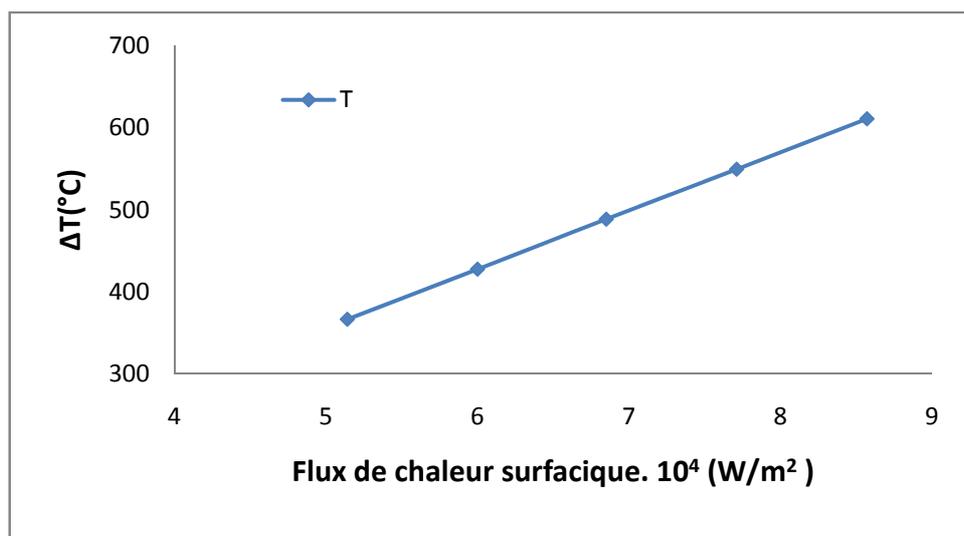


Figure VI. 5. Variation de la température pour différents coefficients du frottement en fonction du flux de chaleur surfacique : $P = 80$ [N] et $V = 6$ [m/s].

On constate que la température augmente lorsqu'on augmente le flux de chaleur surfacique avec l'augmentation de la valeur du coefficient de frottement.

CHAPITRE VII:
INFLUENCE DU COURANT ELECTRIQUE
SUR LE COMPORTEMENT THERMIQUE
LORS D'UN CONTACT DYNAMIQUE

VII. INFLUENCE DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT THERMIQUE LORS D'UN CONTACT DYNAMIQUE

VII. 1. Introduction

Différents modèles traitant de l'évolution d'un contact électrique durant la phase solide s'appuient sur la résolution de l'équation de la chaleur dans laquelle le terme relatif à la source d'énergie dépend des hypothèses choisies.

La formulation de ce terme est en fonction du choix de la surface de contact et par conséquent de la résistance de constriction.

VII. 2. Modélisation d'un contact électrique

Soit le modèle de contact définie précédemment traversé par un courant électrique I [A].

Compte tenu de la striction des lignes de courant dans la surface conductrice A_C , l'énergie dissipée par l'effet Joule à l'interface risque de provoquer la fusion du matériau le plus fusible. Ceci, n'est pas en général souhaitable. Les conditions requises pour éviter la fusion vont dépendre des caractéristiques électriques et thermiques des matériaux, de la force F , de la surface de contact et la densité du courant.

D'une façon générale, en tout point de la striction, une partie de l'énergie dissipée sera emmagasinée et l'autre évacuée dans le métal par conduction.

VII. 3. Equations du problème

Si l'échauffement est dû au courant à travers la striction, il existe un autre flux qui se superpose au flux provoqué par la vitesse de glissement où ce nouveau terme de flux à n'importe quel point M s'écrit :

$$P(M) = R_{ce} I^2(M) \quad (VII.1)$$

VII. 4. Hypothèses

VII. 4. 1. Hypothèses concernant le matériau

Dans ce cas, nous garderons les mêmes hypothèses qu'au paragraphe VI. 3. 1.

VII. 4. 2. Hypothèses concernant le courant

- On suppose qu'à l'instant initial $t = t_0 = 0$, le courant est déjà établi dans toute la striction ;

- On suppose dans le cas étudié que le courant est constant durant toute l'évolution du contact, dans ce cas.

$$P(M) = R_{ce} I^2 = \text{constant} \quad (VII.2)$$

VII. 5. Conditions aux limites

On a utilisé les mêmes conditions qu'au paragraphe VI. 5. 3, à part une modification au niveau du plan de glissement. Cette modification est causée par la présence de la source électrique.

VII. 5. 1. Sur les bords latéraux (j = 1 et j = JM)

$$T_{i,1}^t = T_{i,JM-1}^t \quad (\text{VII.3})$$

$$T_{i,JM}^t = T_{i,2}^t \quad (\text{VII.4})$$

VII. 5. 2. Sur le plan P₂ (i = 1)

$$T_{1,j}^t = T_{2,j}^t \quad (\text{VII.5})$$

VII. 5. 3. Sur le plan P₁ (i = IM)

$$T_{IM,j}^t = T_{IM-1,j}^t + \frac{\varphi_1 h}{\lambda_1} \quad (\text{VII.6})$$

VII. 5. 4. Sur le plan de glissement au niveau de l'aspérité (i = IA et IA-1, JA < j < JB)

On a une autre source de chaleur dont il faut tenir compte dans l'établissement du bilan thermique des éléments du domaine d'étude.

La température de frontière sera déterminée en exprimant le bilan des flux sur la surface de glissement.

$$\lambda_1 e h \frac{T_f^t - T_1^t}{h/2} - \varphi e h + \lambda_2 e h \frac{T_f^t - T_2^t}{h/2} = 0 \quad (\text{VII.7})$$

D'où

$$T_f^t = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} T_1^t + \frac{\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} T_2^t + \frac{\varphi h}{2(\lambda_1 + \lambda_2)} + \frac{R_{ce} I^2}{2e(\lambda_1 + \lambda_2)} \quad (\text{VII.8})$$

On peut alors, avec cette équation écrire la liaison à travers le contact, entre les éléments des lignes IA-1 et IA pour J compris entre JA et JB.

Les équations au Volume Control Approache dans le cas du contact triborugueux traversé par un courant électrique sont de la forme (VI. 57) avec $\varepsilon \neq 0$.

Pour écrire les équations du problème, on pose :

$$w = R_{ce} I^2$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{w}{4C_1} & \varepsilon_2 &= \frac{w}{4C_2 - d_2} & \varepsilon_3 &= \frac{w}{3C_2 - d_2} & \varepsilon_4 &= \frac{w}{3C_2 + C_3 - d_2} \\ \varepsilon_5 &= \frac{w}{2C_1 + C_3} & \varepsilon_6 &= \frac{w}{2C_1 + C_3} & \varepsilon_7 &= \frac{w}{2C_1 + C_3} & \varepsilon_8 &= \varepsilon_9 = \frac{w}{3C_1} \\ \varepsilon_{10} &= \frac{w}{4C_1} & \varepsilon_{11} &= \frac{w}{3C_1} & \varepsilon_{12} &= \frac{w}{4C_1} \end{aligned}$$

VII. 6. Système d'équations

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $1 < i < IA-1$ et $1 < j < JM$

$$T_{i,j} = \alpha_2 T_{i,j-1} + \beta_2 T_{i-1,j} + \beta_2 T_{i,j+1} + \beta_2 T_{i+1,j} + \varepsilon_2 \quad (\text{VII.9})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA-1$ et $(1 < j < JA$ et $JB < j < JM)$

$$T_{i,j} = \alpha_3 T_{i,j-1} + \beta_3 T_{i-1,j} + \beta_3 T_{i,j+1} + \varepsilon_3 \quad (\text{VII.10})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA-1$ et $JA \leq j \leq JB$

$$T_{i,j} = \alpha_4 T_{i,j-1} + \beta_4 T_{i-1,j} + \beta_4 T_{i,j+1} + \delta_4 T_{i+1,j} + \varepsilon_4 \quad (\text{VII.11})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA$ et $j = JA$

$$T_{i,j} = \beta_5 T_{i-1,j} + \gamma_5 T_{i,j+1} + \gamma_5 T_{i+1,j} + \varepsilon_5 \quad (\text{VII.12})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA$ et $j = JB$

$$T_{i,j} = \alpha_6 T_{i,j-1} + \beta_6 T_{i-1,j} + \alpha_6 T_{i+1,j} + \varepsilon_6 \quad (\text{VII.13})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IA$ et $JA < j < JB$

$$T_{i,j} = \alpha_7 T_{i,j-1} + \beta_7 T_{i-1,j} + \alpha_7 T_{i+1,j} + \alpha_7 T_{i+1,j} + \varepsilon_7 \quad (\text{VII.14})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $IA < i \leq IB$ et $j = JA$

$$T_{i,j} = \beta_8 T_{i-1,j} + \beta_8 T_{i,j+1} + \beta_8 T_{i+1,j} + \varepsilon_8 \quad (\text{VII.15})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $IA < i \leq IB$ et $j = JB$

$$T_{i,j} = \alpha_9 T_{i,j-1} + \alpha_9 T_{i-1,j} + \alpha_9 T_{i+1,j} + \varepsilon_9 \quad (\text{VII.16})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $IA < i \leq IB$ et $JA < j < JB$

$$T_{i,j} = \alpha_{10} T_{i,j-1} + \alpha_{10} T_{i-1,j} + \alpha_{10} T_{i,j+1} + \alpha_{10} T_{i+1,j} + \varepsilon_{10} \quad (\text{VII.17})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IB+1$ et $(1 < j < JA$ et $JB < j < JM)$

$$T_{i,j} = \alpha_{11} T_{i,j-1} + \alpha_{11} T_{i,j+1} + \alpha_{11} T_{i+1,j} + \varepsilon_{11} \quad (\text{VII.18})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $i = IB+1$ et $(JA \leq j \leq JB)$

$$T_{i,j} = \alpha_{12} T_{i,j-1} + \alpha_{12} T_{i-1,j} + \alpha_{12} T_{i,j+1} + \alpha_{12} T_{i+1,j} + \varepsilon_{12} \quad (\text{VII.19})$$

- Discrétisation du domaine choisi pour les éléments (i, j) avec $IB+1 < i < IM$ et $1 < j < JM$

$$T_{i,j} = \alpha_1 T_{i,j-1} + \alpha_1 T_{i-1,j} + \alpha_1 T_{i,j+1} + \alpha_1 T_{i+1,j} + \varepsilon_1 \quad (\text{VII.20})$$

VII. 7. Application pour le modèle choisi avec passage du courant électrique

Suite au modèle simplifié, on a un contact tribologique avec passage du courant électrique.

Pour le calcul, nous avons fixé à chaque fois la valeur du courant.

VII. 7. 1. Pour I = 10A

VII. 7. 1. 1. Influence de la charge

La figure VII. 1 présente les températures atteintes aux cours du contact pour des différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 2).

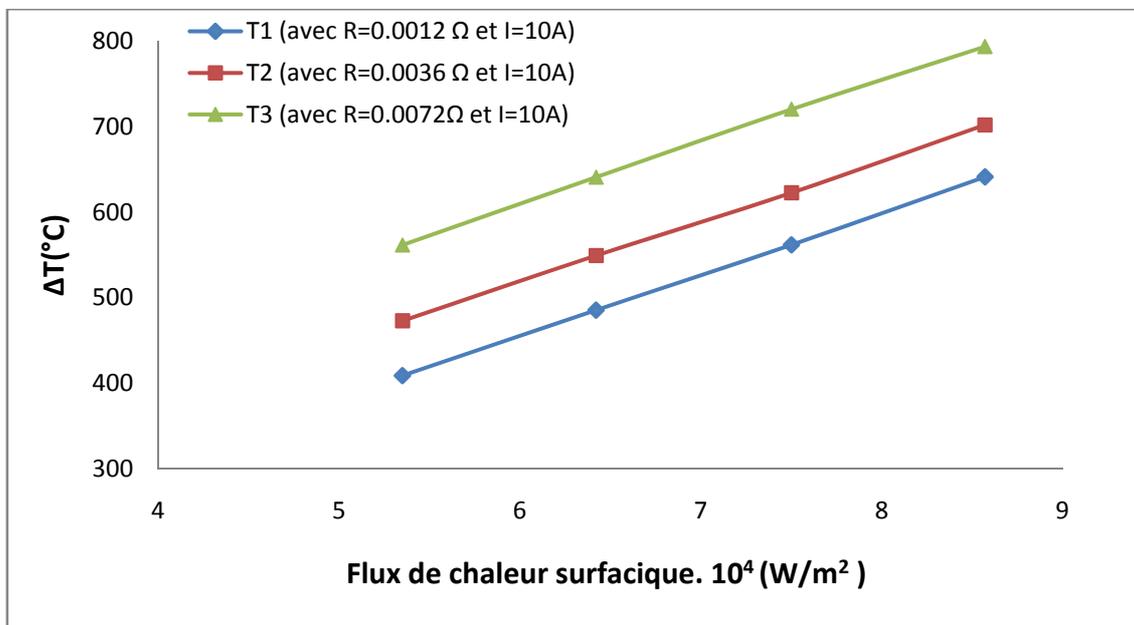


Figure VII. 1. Variation de la température pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $V = 6$ [m/s], $\mu = 0,5$ et $I = 10$ [A]

VII. 7. 1. 2. Influence de la vitesse

La figure VII. 2 illustre les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 3).

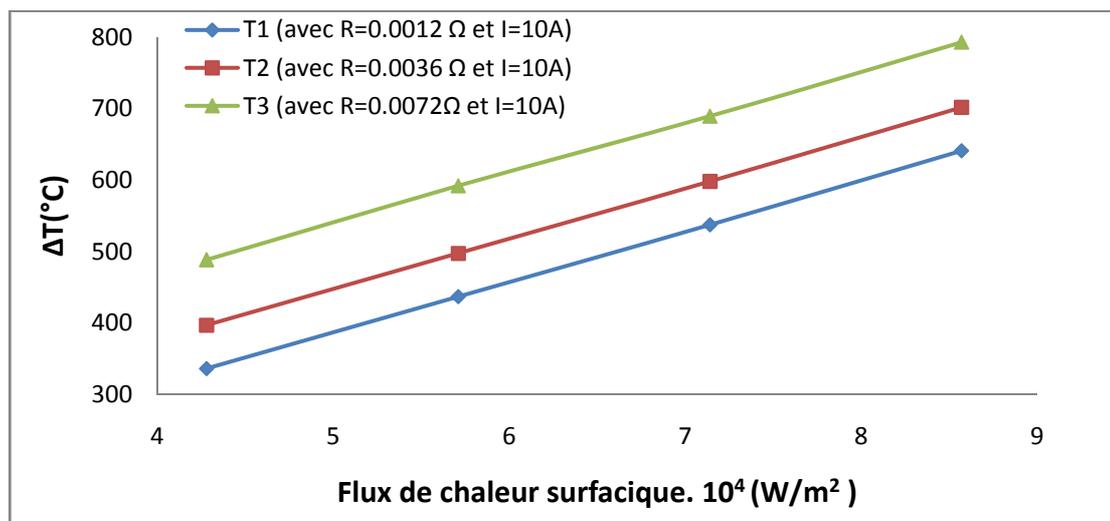


Figure VII. 2. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80$ [N], $\mu = 0,5$ et $I = 10$ [A]

VII. 7. 1. 3. Influence du coefficient de frottement

La figure VII. 3 donne les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 4).

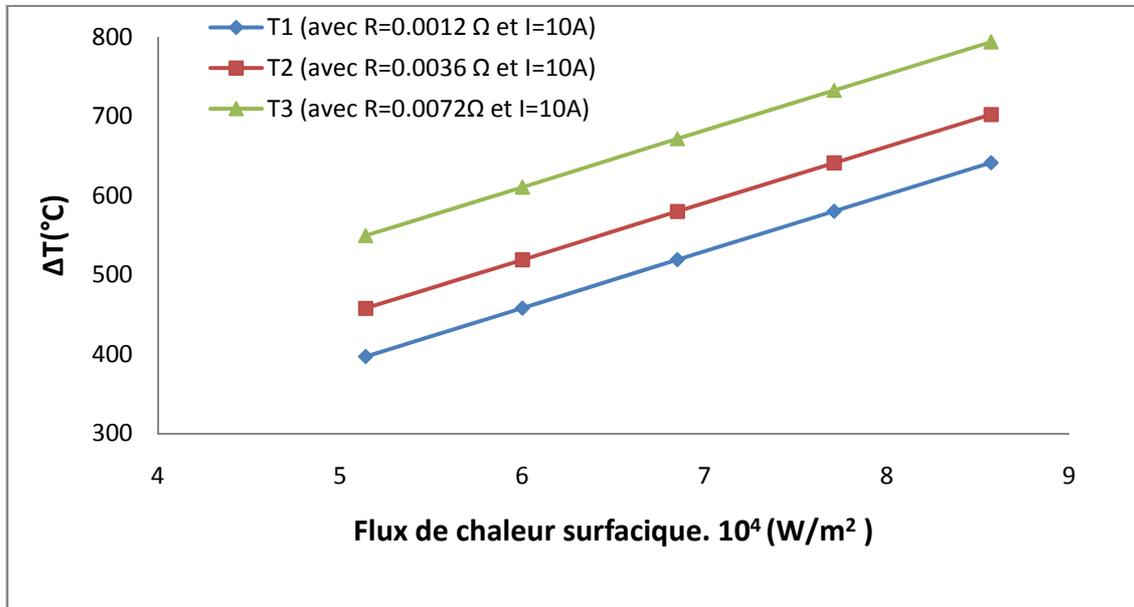


Figure VII. 3. Variation de la température pour différents coefficients de frottement en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80$ [N], $V = 6$ [m/s] et $I = 10$ [A].

VII. 7. 2. Pour I = 15A

VII. 7. 2. 1. Influence de la charge

La figure VII.4 donne les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique en présence du courant électrique (tableau VI. 2).

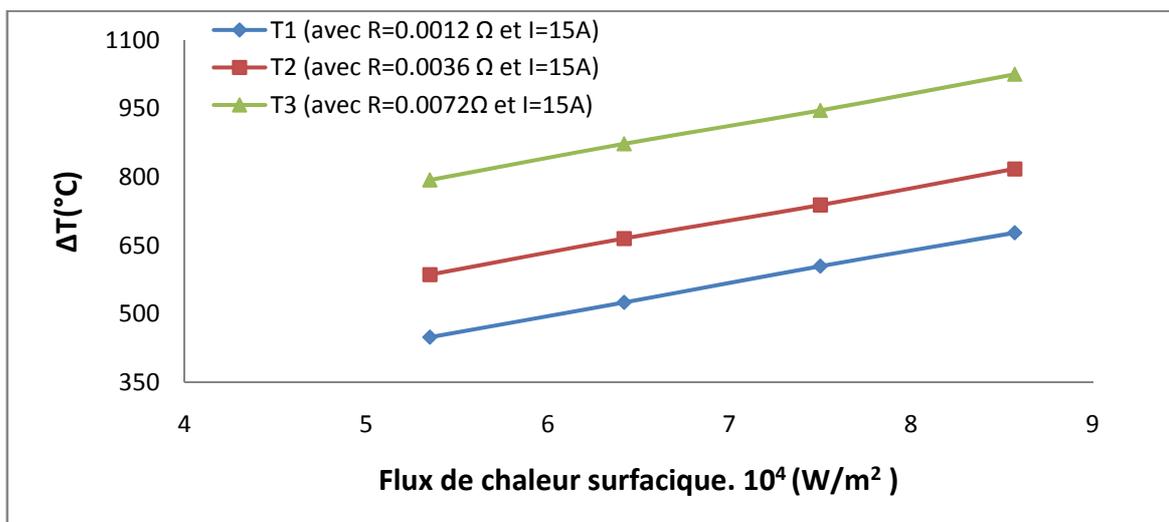


Figure VII. 4. Variation de la température pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $V = 6$ [m/s], $\mu = 0,5$ et $I = 15$ [A].

VII. 7. 2. 2. Influence de la vitesse

La figure VII. 5 donne les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique en présence du courant électrique (tableau VI. 3).

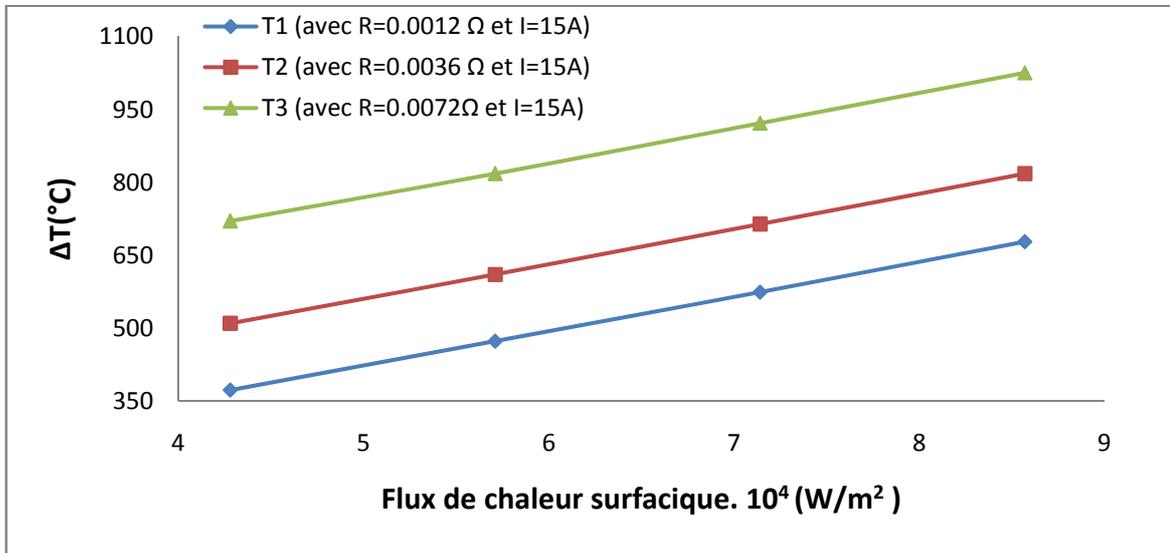


Figure VII. 5. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80$ [N], $\mu = 0,5$ et $I = 15$ [A].

VII. 7. 2. 3. Influence du coefficient de frottement

La figure VII. 6 illustre les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 4).

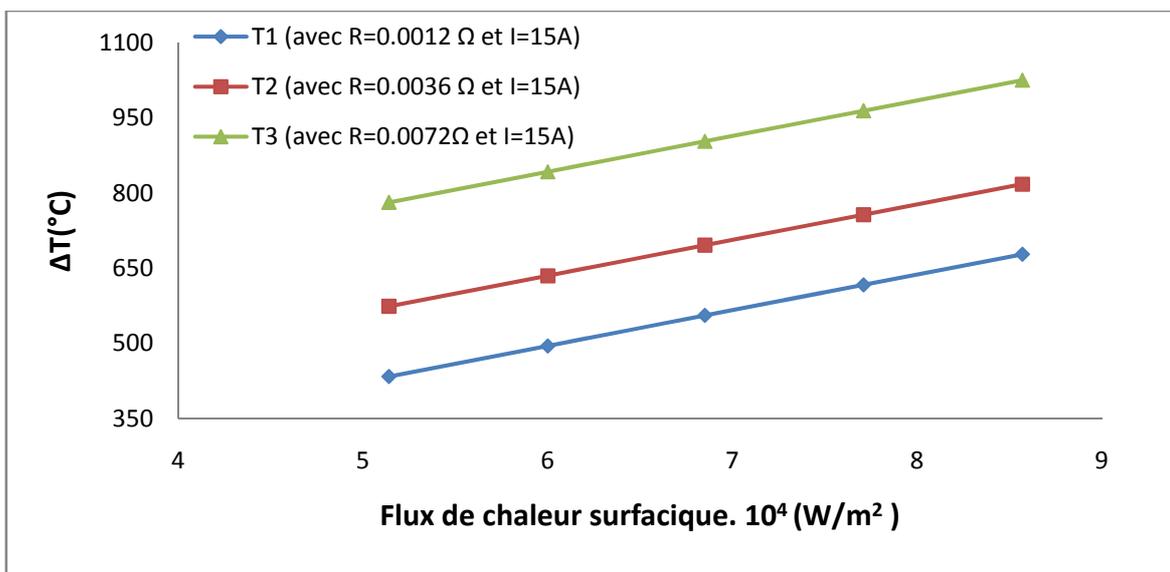


Figure VII. 6. Variation de la température pour différents coefficients de frottement en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80$ [N], $V = 6$ [m/s] et $I = 15$ [A].

VII. 7. 3. Pour I = 20A

VII. 7. 3. 1. Influence de la charge

La figure VII. 7 présente les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 2).

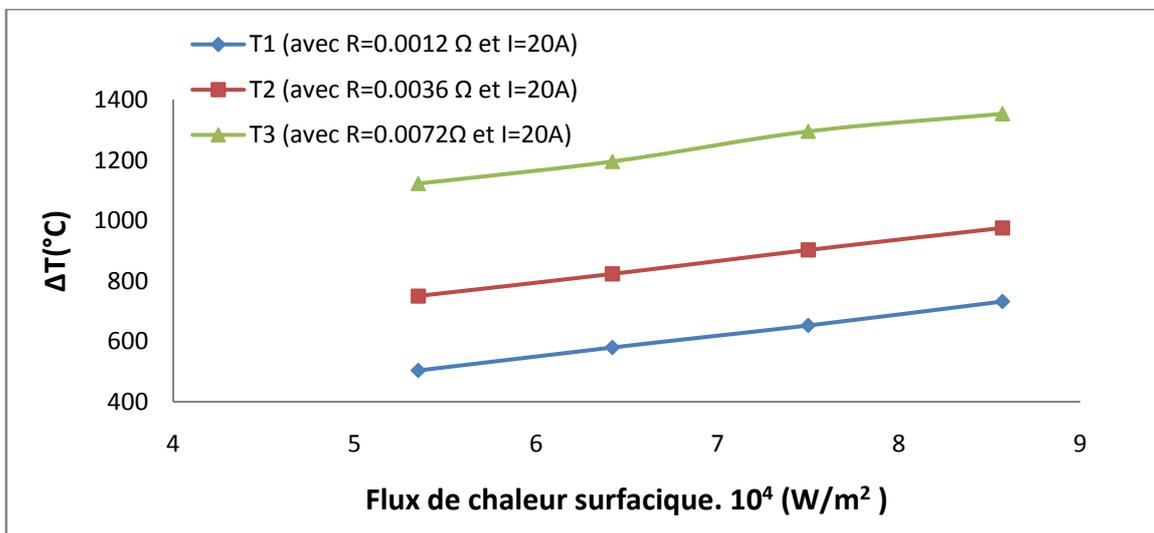


Figure VII. 7. Variation de la température pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $V = 6$ [m/s], $\mu = 0,5$ et $I = 20$ [A].

VII. 7. 3. 2. Influence de la vitesse

La figure VII. 8 présente les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 3).

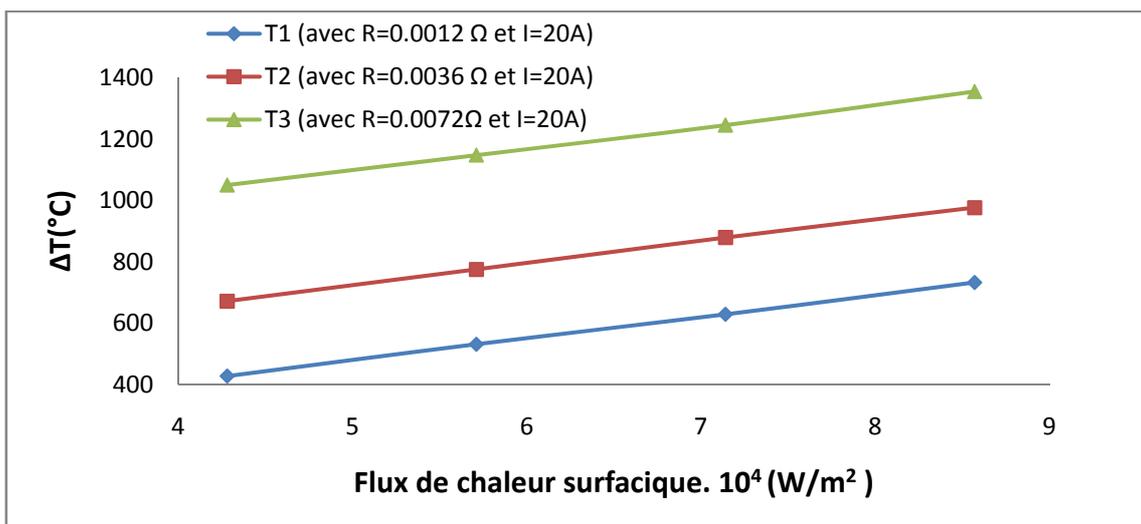


Figure VII. 8. Variation de la température pour différentes vitesses en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80$ [N], $\mu = 0,5$ et $I = 20$ [A].

VII. 7. 3. 3. Influence du coefficient de frottement

La figure VII.9 présente les températures atteintes aux cours du contact pour différentes charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique (tableau VI. 4).

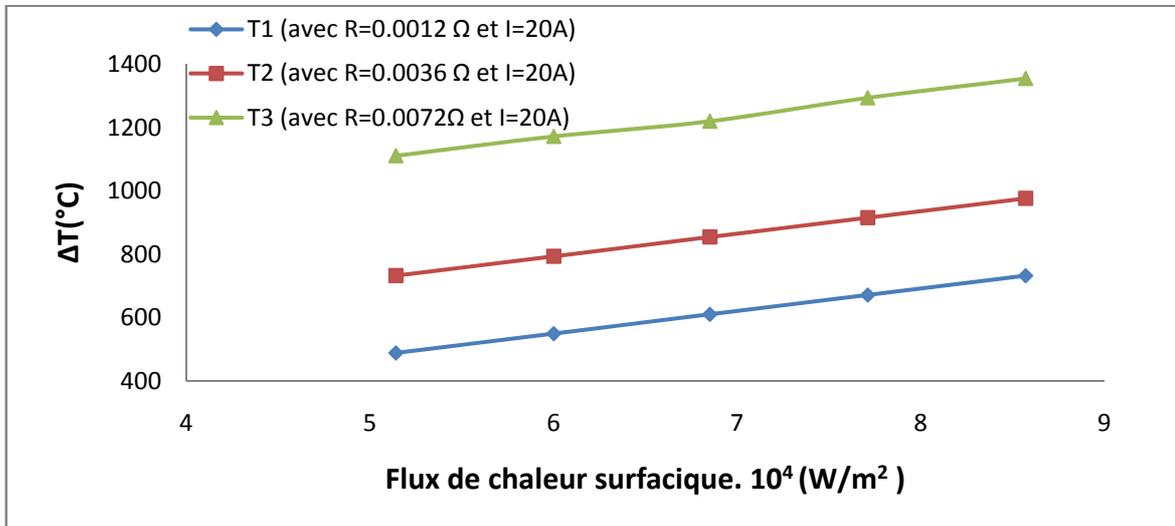


Figure VII. 9. Variation de la température pour différents coefficients de frottement en fonction du flux de chaleur surfacique avec passage du courant électrique : $P = 80 \text{ [N]}$, $V = 6 \text{ [m/s]}$ et $I = 20 \text{ [A]}$.

VII. 7. 4. Comparaison des températures en fonction de flux de chaleur surfacique avec et sans passage du courant électrique

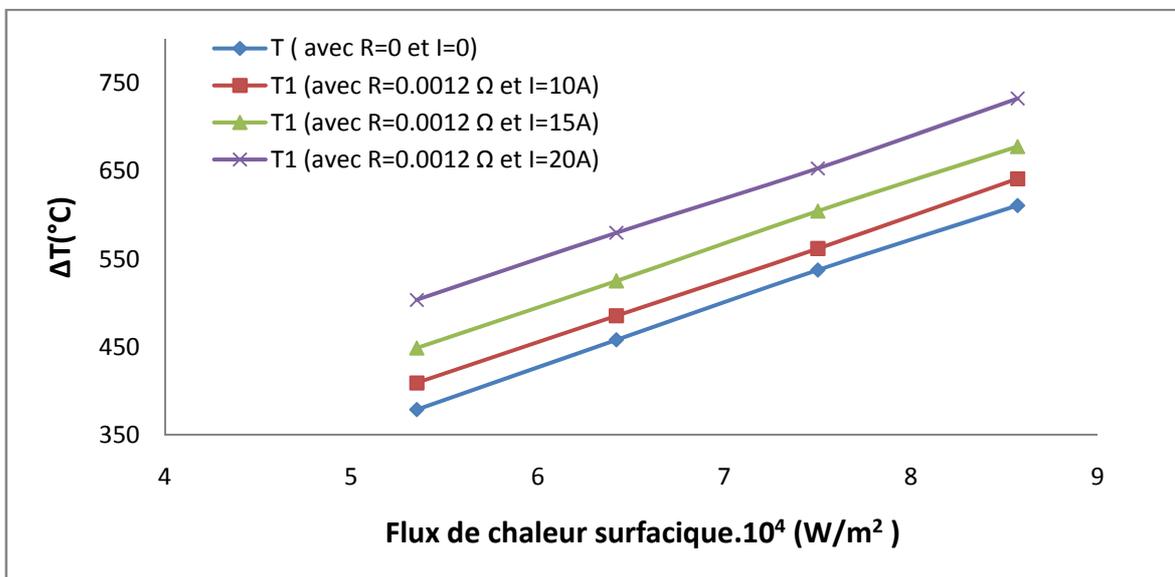


Figure VII. 10. Comparaison des températures pour différents charges en fonction du flux de chaleur surfacique avec et sans passage du courant électrique : $V = 6 \text{ [m/s]}$, $\mu = 0,5$ et $I = 20 \text{ [A]}$.

VII. 8. DISCUSSION DES RESULTATS

Le modèle exposé est un modèle basé sur une surface de contact plane. Les figures VI. 3-5 montrent la variation de température en fonction de flux de chaleur surfacique sans passage du courant électrique. On constate que la température augmente lorsqu'on augmente le flux de chaleur surfacique pour des charges varies de 50 à 80 N, des vitesses varies de 3 à 6 m/s et des coefficients de frottement varies de 0,3 à 0,5.

Si on examine les figures VII. 1-9, on remarque l'élévation de la température à l'interface en fonction de flux de chaleur surfacique, l'allure des courbes est augmentée dans toute la plage de variation de flux, cependant, l'augmentation de l'intensité du courant engendre une augmentation de la température à cause de l'effet de Joule ($R_c I^2$).

Pour des vitesses et courants constants, $t = t_0$ et à température ambiante, on a une résistance de contact électrique $R_c = 12 \text{ m}\Omega$. Avec le temps, la résistance de contact électrique augmente à cause de l'augmentation de la surface réelle de contact.

Physiquement, l'augmentation de la charge produit une résistance électrique entre les deux corps ou bien entre les deux surfaces en contact pour freiner le roulement de la surface mobile, se qui justifie l'augmentation de la résistance électrique de contact (augmentation de la surface réelle de contact).

En outre, pour des vitesses et charges élevées et/ou aux fortes intensités I , le mécanisme de transfert de cuivre sur le disque augmente. Ce transfert entraîne la formation d'une couche de cuivre sur le disque. Cette dernière est dense, uniforme et s'adapte bien à la topographie de la piste du disque. En absence de l'oxygène, le contact devient alors cuivre/cuivre.

On peut aussi observer que la température augmente lorsqu'on augmente le flux de chaleur surfacique qui à son tour augmente avec l'augmentation de la valeur de la charge appliquée, la vitesse et le coefficient de frottement ($\varphi = \mu \cdot P \cdot V$) sans courant et la valeur de I avec passage du courant électrique ($\varphi = \mu \cdot P \cdot V + R_c \cdot I^2$).

Les résultats obtenus montrent que les paramètres les plus influents sur la variation de la température sont : les charges appliquées, la vitesse de glissement du contact, le coefficient de frottement, le courant électrique et la nature des matériaux utilisés.

La figure VII. 10 montre que la température au niveau du contact avec passage du courant électrique est supérieure à celle du contact sans passage du courant qu'on a obtenue dans le chapitre précédent.

Pour éviter la détérioration au niveau de la surface de contact, il faut limiter le niveau de température inférieur à la température de fusion du matériau le plus fusible.

En ce qui concerne les conséquences sur le comportement en frottement et en usure des couples, des études antérieures on montré [67] que le courant électrique n'influe pas directement sur l'usure, sauf dans le cas où on observe une électrolyse occasionnelle, mais il peut être la cause d'une haute élévation de température, entraînant un adoucissement du métal le plus doux et une oxydation accrue. Dans le cas d'un contact graphite ou acier/matériaux carbonés, l'usure demeure largement indépendante du courant ; mais dépend de la charge normale appliquée.

Dans un contact cuivre/carbone, l'oxydation joue un rôle prépondérant [65]. Parfois l'usure soit plus faible en présence du courant que sans courant électrique.

Chapitre VII Influence du courant électrique sur le comportement thermique lors d'un contact dynamique

D'autre part, la chaleur générée par frottement et par effet joule, surtout aux fortes intensités I , facilitent le développement de la couche d'oxyde à l'interface et la résistance électrique de contact augmente. Dans ces conditions, le transfert du courant se produit à travers les surfaces nues en contact, lors de la rupture du film d'oxyde.

CONCLUSION

Conclusion

L'objectif de ce travail était d'apporter une contribution quand à la compréhension des phénomènes thermique et notamment la génération de chaleur par frottement dans les contacts glissants et l'influence de passage du courant électrique, pour cela, on a effectué une analyse thermique du couple cuivre/composite carbone-carbone dans un contact plan, avec passage du courant électrique.

De par leur intérêt industriel et l'aspect sécuritaire important, les freins à disque automobiles sont une application intéressante du contact sec frottant. Ils se classent dans la catégorie de contact imparfait en régime transitoire.

L'élévation de la température atteinte en fonction du temps lors du freinage est due à la présence d'un contact glissant sous pression disque/garniture (plan/plan) au niveau du contact où l'on a une génération de chaleur.

Dans la modélisation thermique d'un contact glissant, on a tenu compte de l'influence de certains paramètres de fonctionnement sur l'élévation de la température interfaciale au niveau du contact qui sont : la charge, la vitesse et le coefficient de frottement. Il a été montré que les niveaux de température obtenus ne permettent pas d'expliquer les dégradations subies par le disque et la garniture surtout ne reflètent pas les niveaux de températures réellement obtenus dans les freins à disques.

Le couple du matériau est l'un des paramètres les plus influents sur le comportement thermique. On constate que le couple cuivre/composite c-c que l'on a choisis supporte mieux la température que l'autre couple acier/composite à matrice organique.

Pour connaître l'influence du courant électrique, deux programmes FORTRAN, ont été élaborés. Le premier sans passage du courant électrique, tandis que le second tient compte du passage du courant.

La comparaison entre les résultats de ces deux programmes a montré que la température au niveau du contact avec courant électrique est supérieure à celle sans courant. L'augmentation de l'intensité du courant engendre une augmentation de la température.

Les résultats obtenus montrent que les paramètres les plus influents sur la variation de la température sont : la charge, la vitesse, le coefficient de frottement et le courant électrique. Donc, pour éviter la détérioration au niveau de la surface de contact, on peut jouer sur ces paramètres pour limiter le niveau de température inférieur à la température de fusion.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] HC; Hand book of composites; Editions Lavoisier TecDoc, 1989.
- [2]CFC ; Connaissance des fibres de carbone ; Séminaire-ITF Lyon, 1992.
- [3] A. Marzullo; Development of silicon and carbon based continuous fibers ; SAMPE journal, vol. 28 n°6, 1992 ; p. 1-19.
- [4] J. Bednarick; Les fibres de carbones et les nouveaux matériaux pour l'industrie aéronautique ; Matériaux et technique, 1988, p. 112-119.
- [5]MC ; les matériaux composites ; Revue annuelle des élèves de l'ENSAM, 1983.
- [6]TI ; Technique d'ingénieur ; mise à jour périodique
- [7]Chrétien G ; matériaux composites à matrice organique ; Edition Lavoisier TecDoc, 1986.
- [8]J. Davidivits, M. davidovics et J. Orlinski ; L'industrie des composites ; Composites (France), 1991, p. 76-90.
- [9]Weiss J. et Bord C., « les matériaux composites ». Edition du Moniteur, 2 volumes.
- [10] Nadine bourgois ; caractérisation et modélisation micromécanique du comportement et de l'endommagement d'un composite à matrice métallique : Al/SiCp ; thèse de Doctorat soutenue le 18 janvier 1993, école centrale de Paris.
- [11] [Uetz et al. 1978] H.Uetz et J.Fohl; Wear as an energy transformation process; Wear; Vol. 49; 1978; pp.253-264.
- [12] [Mindlin. 1949]:R.D. Mindlin; Compliance of elastic bodies in contact; transactions of the ASME, Series E; N°16; 1949; pp. 259-268.
- [13][Johnson et al 1971]:K. L. Johnson, K. Kendall et A. D. Roberts; surface energy and the contact of elastic solids; proceeding of the Royal Society; London; Vol.A324; 1971; pp.301-313.
- [14][Kennedy 1984]:F. E. Kennedy Jr; thermal and thermomechanical effect in dry sliding; Wear; Vol.100; 1984; pp.453-476.
- [15][Greenwood et al 1966] :J. A. Greenwood et J. P. B. Williamson ; contact of nominally flat surfaces ; proceedings of the Royal Society; London; Vol.A295; 1996; pp.300-319.
- [16][Godet1983] :M. Godet ; aspects mécaniques de la tribologie ; 6^{ème} congrès français de mécanique ; Lyon ; 5-9 septembre 1983.
- [17][Berthier 1988]: Y. Berthier ; Mécanismes et tribologie; Thèse d'état; N°88 ISAL0050; INSA de Lyon; 1988.
- [18][Salti et al. 1997]: B. Salti et N. Laraqi ; two dimensional numerical model for calculation of the thermal contact resistance between two sliding solids ; Heat technology ; Vol.15 ; N°1 ; 1997 ; pp.17-22.

- [19][Mazo et al. 1978] :L. Mazo, B. cassagne, D. Badie-Levet et J.P. Bardon ; etude des conditions de liaison thermique dans le cas du frottement sec métal-plastique ; Rev. Gén. Therm. FR. ; N° 204 ; Décembre 1978 ; pp. 919-933.
- [20][Robbe-Valloire et al. 1992] F. Robbe-Valloire et J. Blouet; traitement statistique des données. Applications à la métrologie des surfaces ; Mécanique Matériaux Electricité ; N° 443 ; Mars-Avril 1992 ; pp.19-23.
- [21][Blok 1937]: H. Blok; General discussion on lubrication and lubricants; Proc. Inst. Mech. Eng. Vol.2; 1937; pp.14.
- [22] [Jaeger 1942]: J. C. Jaeger; Moving sources of heat and the temperature at sliding contact; Proceeding of the Royal Society; NSW; Vol.56; 1942; pp.203-224.
- [23][Ling et al.1964] :F.F. Ling et S.L. Pu ; probable interface temperature of solids in sliding contact ; Wear ; Vol. 7 ; 1964 ; pp. 23-24.
- [24][Vernotte 1956] P. Vernotte; Calcul numérique, calcul physique : Application à la thermocinétique ; publications scientifiques et technique du ministère de l'aie ; 1956.
- [25][Carslaw et al 1958]:H.S.Carslaw et C.Jaeger ; Conduction of heat in solids ; 2nd ed.; Oxford at the Clarendon press; 1958.
- [26][Denape et al 2000] : J. Denape et N. Laraqi ; aspect thermique du frottement : mise en évidence expérimentale et éléments de modélisation ; Mec. Ind. ; N°1 ; pp.563-579 ; 2000.
- [27][Bardon 1994] : J. P. Bardon ; bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieux en glissement relatif ; Rev. Gén. Therm. Fr. ; N° 386 ; Février 1994 ; pp.85-91.
- [28][Vullierme et al. 1979] J. J. Vullierme, J.J.Lagarde et H. Cordier ; Etude de la résistance de contact entre deux matériaux en frottement-influence de la vitesse relative de glissement ; Int. J. Heat Mass Transfer ; Vol.22 ; 1979 ; pp.1209-1219.
- [29][Laraqi 1995]:N. Laraqi; influence de la vitesse de glissement sur la résistance thermique de constriction; Rev. Gén. Therm. Fr. ; Tome34 ; N°408 ; Décembre 1995 ; pp. 735-741.
- [30][Laraqi 1996]:N. Laraqi; phénomène de constriction thermique dans les contacts glissants ; Int.J.Heat Mass Transfer ; Vol.39 ; N°17 ; 1996 ; pp.3717-3724.
- [31][Larzabal et al.1999] :C. Larzabal et F. Danes; etude de l'effet des groupements des spots de contact sur la résistance thermique des contacts statiques ; Congrès Français de Thermique STF99 ; 1999 ; pp.51-56.
- [32][Cames-Pintaux et al 1980] :A.M.Cames-Pintaux at J. P. Padet ; Etude des contacts thermiques en régime transitoire. Proposition d'un modèle thermiquement équivalent ; Int. J. Heat Mass Transfer ; VOL.23 ; 1980 ; pp.981990.
- [33][Green 1954] A. P. Green; Friction between unlubricated: a theoretical analysis of the junction model; Soc.; A228; 1954; pp.191-204.
- [34][Dalverny et al 1999] : O. Dalverny et J. Denape ; Evaluation des températures interfaciales en frottement sec ; 14^{ème} congrès Français de Mécanique ; Toulouse ; 1999.

- [35][Chantrenne 1995]: P. Chantrenne; Détermination des paramètres d'un modèle thermique du contact sec-glissant. Application aux roulements en ambiance cryogénique ; Thèse INSA de Lyon N°95 ISAL 0110 ; 1995.
- [36][Jiang et al 2001]: J. Jiang et H. Ulbrich; derivation of coefficient of friction at high sliding speeds from energy conservation over the frictional interface; *Wear*; 247; 2001; pp.66-75.
- [37][Bournez et al 2000]: E. Bournez, P. C. Clapp, P. Chantrenne, M. Raynaud et J. Rifkin; Etude des mécanismes de génération de chaleur lors d'un contact glissant entre deux solides métalliques; Congrès français de thermique SFT2000; 2000; pp.611-616.
- [38][Timonshenko et al.1961] S. Timonshenko et J. N. Goodier; théorie de l'élasticité; Paris et Liège; Librairie Polytechnique Ch. Beranger; 1961.
- [39][Rigney et al. 1979] D. A. Rigney et J. P. Hirth; plastic deformations and sliding friction of metals; *Wear*; 53; 1979; pp.345-370.
- [40][Kennedy 1981]: F. E. Kennedy Jr; surface temperature in sliding systems-Afinite element analysis, *Journal of Lubrication Technology*; Vol.103; January 1981; pp.90-96
- [41][Kennedy et al 1983]: F. E. Kennedy, F. Colin, A. Floquet et R. Glosky; improved techniques for finite element analysis of sliding surface temperatures, proceedings of the 10th Leeds-Lyon Symposium on tribology; Lyon; Sept.1983; London: Butterworths; 1983; pp.138-150
- [42] [R. Courtel 1978] « vue passées et présentes sur les mécanismes du frottement » page : 23 *RMF*, N°66 1978
- [43][G. Bellanger 1978] ; «le frottement et l'usure à sec en relation avec les propriétés physique et chimiques des couches superficielles sous-jacentes », *Rev. Int. Français. Du pétrole* chapitre I 1978
- [44][Berthier 1996] : Y. Berthier ; Maurice Godet's third body; The third body concept; Elsevier Edition; 1996; pp.21-30.
- [45][J. Philibert] « Adhérence endommagements des surfaces et mécanisme de la friction » chapitre III, page : 22-23
- Bushan B, 1990, tribology and mechanics of magnetic storage devices, Springer Verlag
- [46][Abdel-Aal 1999]: H. A. Abdel-Aal; Division of frictional heat: the dependence on sliding parameters; *Int. Comm. Heat Mass Transfer*; Vol.26; N°2;1999; pp. 279-288.
- [47] [P. Bowden et Tabor], « friction and lubrication » Tome I, page :50-53
- [48] [Newcomb 1959]: T. P. Newcomb et R. T. Spurr; Braking of road vehicles; Chapman and Hall Ltd; 1967.
- [49] [Limpert 1992]: R. Limpert; Brake design and safety; Edition Elsevier; 1992.
- [50] [Dufrénoy 1995]: P. Dufrénoy; Etude du comportement thermomécanique des disques de freins vis-à-vis des risques de défaillance ; thèse de doctorat ; Université des sciences et des technologies de Lille ; 1995.

- [51] [Majcherczak et al. 2002]: D. Majcherczak, P. Dufrénoy, M. Naït-Abdelaziz ; thermal simulation of a dry sliding contact using a multiscal model-application to the braking problem ; thermal stresses 2001, Osaka (Japan), Jin 2001, pp. 437-440.
- [52] [Roussette et al. 2002]: O. Roussette, Y. Desplanques, G. Degallaix, Y. Gallo et P. Petit ; Essais tribologiques représentatifs d'une sollicitation thermique de surface très sévères en freinage ferroviaire ; Journées européennes du freinage ; 2002 ; pp. 339-350.
- [53] [Newcomb et al. 1967]: T. P. Newcomb et R. T. Spurr; Braking of road vehicles; Chapman and Hall Ltd; 1967.
- [54] J. M. CASSTEVINS, H. G. RYLANDER et Z. ELIEZER. ; Friction and wear properties of two types of cooper-graphite brushes under severe sliding conditions; wear, 333-348, 1978
- [55] P. CERRI ; comparaison de l'usure de différents matériaux frottant d'un mouvement continu sur un support en cuivre, avec et sans passage du courant électrique entre les parties en contact ; CETIM, I.S.M.C.M., 1958-1959
- [56] K. ITOYAMA et G. MATSUMOTO ; formation process of crater structure of Ni et Cu contacts at breaking arcs ; I.E.E.E. transactions on components, hybrids, et manufacturing technology, vol. CHMT-4, n° 1, mars 1981.
- [57] R. HOLM; electric contacts; springer-Verlag, 4ème edition, 1967.
- [58] F. P. BOWDEN et D. TABOR; friction and lubrication; tome II, oxford, 1964.
- [59] P. SENHOLZI; tribological technology; series E, Applied Science, n° 56, Vol. 1, 1981.
- [60] H. P. FINK, F. DULDENPEENNING, H. KORNER; Uber verschleiss und reibung in schleifkontakten, besonders zwishen kohlebürsten und kupferringen; wiss. Veröff. Siemens. Werk 18/1.73, 1930.
- [61] A. BOUCHOUCHA ; Etude du frottement et de l'usure d'un matériau sous tension mécanique ; Rapport de D.E.A E.N.S.E.M. Nancy, octobre 1985.
- [62] J. J. VULLIEREME ; Etude de la résistance de contact entre deux matériaux en frottement-influence de la vitesse relatif de glissement ; laboratoire de transfert thermique de l'école nationale supérieur de mécanique et d'aérotechnique. C. CNRS N° 19, rue Guillaume VII 86034 Poitiers Cedex-France, P : 1109-1113 (le 13 novembre 1978).
- [63] Da Hai He and Rafael, Wear 249 (2001) 626-636.
- [64] A. Bouchoucha et al., Surface and Coatings Technology, 76-77 (1995) 521-527.
- [65] D. Paulmier, A. Bouchoucha and H. Zaidi, Vacuum, 41 (1990) 2213-2216.
- [66] N. Soda and T. Sasada, Trans, ASME. J. Lubr. Technol., 100, 492, 1978.
- [67] R. Holm, Electric contacts, Spring-Verlag, 4th Ed., 1967.

Résumé :

Pour comprendre et maîtriser les phénomènes liés au frottement solides, la mécanique ne peut seule les éclairer. C'est pourquoi on a recours non seulement à la mécanique, mais également à la physique des solides à la thermodynamique et la chimie.

On connaît l'intérêt de l'étude de frottement ; en effet, le frottement gêne nos travaux quotidiens : il diminue le rendement des machines et se traduit également par la dégradation et la détérioration des pièces tournantes. Aussi, il apparaît nécessaire d'étudier le frottement dans le but de maîtriser, soit en de le diminuer (cas le plus général), soit en vue de l'accentuer (cas de freinage).

L'objet de ce travail, est donc d'étudier le frottement d'un matériau composite carbone/ carbone utilisant un contact électrique d'un conducteur fixe à un système, qu'il s'agisse de collecteurs de type motrice (réseaux ferroviaires) ou de balais sur les moteurs électriques.

Le développement à partir des années 1980 a conduit à un emploi de plus en plus intéressant, plus particulièrement, à des collecteurs en matériaux composites, renforcés par des fibres de carbone. Aujourd'hui, le développement de la technologie fait que le courant qui circule à travers des aires de contact glissantes et de plus en plus intense ; l'optimisation de la géométrie du collecteur nous apparaît nécessaire et il nous a semblé intéressant d'étudier le frottement et l'usure du matériau " taffetas carbone " dans le but d'obtenir :

- un bon passage du courant ;

- Une usure faible du matériau en fibres du carbone ;

- Une température du collecteur peu élevée, impliquant une bonne dissipation thermique.

L'objectif de ce travail consiste donc à étudier, à la fois le comportement tribologique et thermique d'un matériau composite en fibre de carbone.

Abstract:

To understand and control the phenomena related to friction solid, mechanics may not only enlighten.

That is why we use not only the mechanics but also to the physics of solids, thermodynamics and chemistry.

We know the interest of the study of friction; friction hinders our daily work: It reduces the performance of machines and is also reflected by the degradation and deterioration of rotating parts.

Also, it is necessary to study the friction in order to control, either in the fall (the most general case), or for the accent (when braking).

The purpose of this work is to study the friction of a composite material called Carbon / Carbon, using an electrical contact of a conductor to a fixed system, whether they are collectors type motor (rail) or brushes on electric motors.

The development from the 1980s led to a job more interesting, especially for collectors of composite materials, reinforced with carbon fibers.

Today, the development of technology that the current flowing through the sliding contact areas and more intense, optimizing the geometry of the drain appears to us necessary and it seemed interesting to study the friction and wear of materials "carbon silk" in order to obtain:

- A good current flow;

- Low wear of carbon fiber material;

- A low temperature of the collector, implying good heat dissipation.

The objective of this work is a gift to study, both thermal and tribological behaviors in a composite carbon fiber.

ملخص:

قد لا تكفي الميكانيكا وحدها لفهم و تحليل مختلف الظواهر ذات الصلة بالاحتكاك المادي، لهذا نلجأ إلى مجالات أخرى على رأسها: فيزياء الأجسام، الترموديناميك و الكيمياء.

حيث لا يخفى علينا أهمية دراسة الاحتكاك، فالاحتكاك له دور في عرقلة أعمالنا اليومية: على سبيل المثال الاحتكاك يقلل من أداء الأجهزة وينعكس أيضا في تدهور وتردي الأجزاء الدوارة.

كذلك، يبدو من الضروري دراسة الاحتكاك من أجل التحكم فيه، إما لمحاولة التخفيف منه (الحالة الأكثر عموما) أو لجمه (عند الكبح). والهدف من هذا العمل هو دراسة الاحتكاك لمادة مركبة من نوع كربون / كربون باستخدام تلامس كهربائي بين موصل و نظام ثابت، سواء كان هذا التلامس مستخدما في السكك الحديدية أو على المحركات الكهربائية.

أدى التطور منذ 1980 إلى استعمالات واسعة لهذه الأنظمة، وخاصة في موصلات المواد المركبة والمعززة بألياف الكربون. اليوم، التطور التكنولوجي وصل إلى تطوير آلية لزيادة ناقلية مساحات غير ثابتة "منزلقة"، تحسين الهندسة للموصلات يبدو لنا ضروريا لدراسة الاحتكاك وارتداء مادة معينة "التفتا الكربوني" قصد الوصول إلى ما يلي:

- ناقلية كهربائية مثلى.

- ارتداء قليل في مادة ألياف الكربون.

- تخفيض درجة الحرارة للموصلات.

والهدف من هذا العمل هو دراسة ، سواء حرارية و تريبولوجية سلوك مادة مركبة من ألياف الكربون.