Etude expérimentale du frottement glace-structure à l'échelle centimétrique

Bruno Fiorio

▶ **To cite this version:**

Bruno Fiorio. Etude expérimentale du frottement glace-structure à l'échelle centimétrique. Glaciologie. Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2000. Français. NNT : . tel-00764210

HAL Id: tel-00764210
https://theses.hal.science/tel-00764210

Submitted on 12 Dec 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

TS 00/GRE1/0005/D
double
558

B.U.S. GRENOBLE
D 052 137616 6

DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

LABORATOIRE DE GLACIOLOGIE ET GEOPHYSIQUE DE L'ENVIRONNEMENT

Associé à l'UNIVERSITE JOSEPH FOURIER - GRENOBLE I

Etude expérimentale du frottement glace-structure à l'échelle centimétrique.

Bruno FIORIO

Thèse de doctorat de l'Université Joseph Fourier - Grenoble I
(Arrêtés ministériels du 5 Juillet 1984 et 30 mars 1992)

Spécialité : Géomécanique, Géophysique

Date de la soutenance : 28 janvier 2000

Composition du jury :

M.	Jack LANIER	Président
M.	Andrew C. PALMER	Rapporteur
M.	François SIDOROFF	Rapporteur
M.	Jacques MEYSSONNIER	Directeur de Thèse
M.	Marc BOULON	Directeur de Thèse

BIBLIOTHÈQUE SCIENCES GRENOBLE UNIVERSITAIRE

Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement - CNRS
Tél (33) 04.76.82.42.00 - Fax (33) 04.76.82.42.01
54, Rue Molière - BP 96 - 38402 Saint Martin d'Hères Cedex France

TS 00/GRE1/0005
Double

CENTRE NATIONAL DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

LABORATOIRE DE GLACIOLOGIE ET GEOPHYSIQUE DE L'ENVIRONNEMENT

Associé à l'UNIVERSITE JOSEPH FOURIER - GRENOBLE I

Etude expérimentale du frottement glace-structure à l'échelle centimétrique.

Bruno FIORIO

Thèse de doctorat de l'Université Joseph Fourier - Grenoble I
(Arrêtés ministériels du 5 Juillet 1984 et 30 mars 1992)

Spécialité : Géomécanique, Géophysique

Date de la soutenance : 28 janvier 2000

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE SCIENCES GRENOBLE

Composition du jury :

M.	Jack LANIER	Président
M.	Andrew C. PALMER	Rapporteur
M.	François SIDOROFF	Rapporteur
M.	Jacques MEYSSONNIER	Directeur de Thèse
M.	Marc BOULON	Directeur de Thèse

Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement - CNRS
Tél (33) 04.76.82.42.00 - Fax (33) 04.76.82.42.01
54, Rue Molière - BP 96 - 38402 Saint Martin d'Hères Cedex France

1021312

à Mireille, Clara, Lorie

Sommaire

Notations iii

Avant propos v

Chapitre 1 : INTRODUCTION 1

Chapitre 2 : LE GEOMATERIAU GLACE 5

2.1 Introduction 5
2.2 Le monocristal de glace 6
2.3 Le polycristal de glace 8
2.4 Propriétés de surface 12
2.5 Les glaces dérivantes 13
2.6 Conclusion 14

Chapitre 3 : LES INTERACTIONS GLACE-STRUCTURE 15

3.1 Introduction 15
3.2 Où, et quels types de structures ? 16
3.3 Différents types d'interaction glace-structure 16
3.4 Fonctionnement de l'interface glace-structure, cas de l'indentation 23
3.5 Conclusion 29

Chapitre 4 : LE FROTTEMENT GLACE-STRUCTURE 31

4.1 Introduction 31
4.2 Généralités sur le frottement 32
4.3 Essais de frottement glace-matériau 35
4.4 Mécanismes mis en jeu lors du frottement glace-matériau 46
4.5 Conclusion 53

Chapitre 5 : DISPOSITIF EXPERIMENTAL 55

5.1 Introduction 55
5.2 Choix des paramètres étudiés 56
5.3 Dispositif expérimental 58
5.4 Fabrication des éprouvettes de glace et des plaques de béton 63
5.5 Mesure et suivi de la rugosité de la surface de béton 67
5.6 Observations optiques 69
5.7 Protocole expérimental 70
5.8 Conclusion 72

Chapitre 6 : RESULTATS EXPERIMENTAUX 75

6.1 Introduction 75
6.2 Programme d'essais 76
6.3 Précision et reproductibilité des mesures 79
6.4 Les différentes phases d'un essai 81
6.5 Traitements des données et résultats 87
6.6 Conclusion 92

Chapitre 7 : USURE DES PLAQUES DE BETON 93

7.1 Introduction 93
7.2 Qualité du suivi de profil 94
7.3 Evolution des profils essai après essai 96
7.4 Conclusion 103

Chapitre 8 : MECANISMES DE DEFORMATION INTERFACIALE DE LA GLACE 105

8.1 Introduction 105
8.2 Observations réalisées 106
8.3 Mécanismes de déformation de la glace dans le contact 107
8.4 Conclusion 110

Chapitre 9 : ANALYSES DES RESULTATS 125

9.1 Introduction 125
9.2 Comparaison avec les résultats de la bibliographie 126
9.3 Différences entre les essais CNC et les essais CNVP 129
9.4 Influence des paramètres d'essai sur le coefficient de frottement final 132
9.5 Coefficient de frottement initial 143
9.6 Déplacement normal 146
9.7 Conclusion 147

Chapitre 10 : APPROCHE THEORIQUE 149

10.1 Introduction 149
10.2 Principes généraux 150
10.3 Modèle 1 : reliefs triangulaires 155
10.4 Modèle 2 : reliefs triangulaires tronqués 158
10.5 Modèle 3 : reliefs semi-circulaires 162
10.6 Conclusion 168

Chapitre 11 : CONCLUSION 171

Références bibliographiques 175

Table des matières 183

Notations

A	aire apparente de contact [m^2]
A_r	aire réelle de contact [m^2]
B	Constante de la loi de Glen (2.3) [$Pa^{-3}.s^{-1}$]
F_n	effort normal de contact [N]
F_t	effort tangentiel de contact [N]
L	longueur d'onde du profil de la surface de la plaque [m]
R	rayon des aspérités (semi-circulaires) [m]
R_a	rugosité moyenne de la surface de béton [m]
R_{ai}	rugosité moyenne initiale de la surface de béton [m]
R_{af}	rugosité moyenne finale de la surface de béton [m]
T	taux de variation de la contrainte d'adhérence avec la vitesse [$Pa.m^{-1/3}.s^{1/3}$]
V	vitesse de glissement [$m.s^{-1}$]
V_e	vitesse d'entraînement [$m.s^{-1}$]
df_a	force élémentaire due à l'adhérence glace-plaque [N]
df_v	force élémentaire due à l'écoulement viscoplastique de la glace [N]
df_x	force élémentaire de traînée [N]
df_z	force élémentaire de portance [N]
f_a	force due à l'adhérence glace-plaque au niveau d'un contact réel [N]
f_v	force due à l'écoulement viscoplastique de la glace autour d'un contact réel [N]
f_x	force de traînée au niveau d'un contact réel [N]
f_z	force de portance au niveau d'un contact réel [N]
l	paramètre d'état du contact (aspérités triangulaire et triangulaire tronqué) [m]
n	exposant de la loi de Glen (2.3)
u_{max}	usure maximale de la plaque de béton [m]
u_{moyen}	usure moyenne de la plaque de béton [m]
u_n	déplacement normal de la glace par rapport à son support [m]
u_{n0}	déplacement normal initial de la glace par rapport à son support [m]
u_{nf}	déplacement normal final de la glace par rapport à son support [m]
u_t	déplacement tangentiel de la glace par rapport à son support [m]
Δu_n	variation du déplacement normal [m]
α	angle de la face amont de l'aspérité avec l'horizontale (aspérités triangulaire et triangulaire tronqué)
φ_A	paramètre d'état du contact (aspérités semi-circulaires)
μ	coefficient de frottement dynamique, coefficient de frottement final
μ_0	coefficient de frottement initial
θ	angle de la normale extérieure au relief avec l'axe horizontal
σ	contrainte normale réelle dans le contact [Pa]
σ_{ij}	composantes du tenseur des contraintes dans la glace, dans un contact réel [Pa]
σ_n	contrainte normale nominale dans le contact [Pa]
σ_t	contrainte tangentielle nominale dans le contact [Pa]
τ	contrainte de cisaillement efficace [Pa]
τ'_{ij}	composantes du tenseur déviateur des contraintes dans la glace, dans un contact réel [Pa]
τ_a	contrainte d'adhérence [Pa]

Avant propos

Le travail qui est présenté dans la suite est né de la volonté de deux laboratoires grenoblois, le *Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement* (CNRS-UJF) et le *Laboratoire Sols, Solides, Structures* (UJF-INPG-CNRS), de développer une collaboration scientifique portant sur l'étude du frottement glace-structure. Ce sujet est, par sa nature, un sujet pluridisciplinaire mêlant la mécanique des interfaces, la glaciologie, la rhéologie des matériaux (en particulier la glace) et la tribologie. Chacun des deux laboratoires y a apporté ses compétences propres : la glaciologie et la rhéologie des glaces pour le Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement, la mécanique des interfaces pour le Laboratoire Sols, Solides, Structures.

Avant de détailler nos travaux et leurs résultats, je tiens à remercier ici les différentes personnes qui ont contribué, par leur soutien scientifique, moral ou matériel, à l'aboutissement de cette thèse.

Mes remerciements vont ainsi en premier lieu à mes directeurs de thèse. Je remercie *Jacques Meyssonnier*, chargé de recherche au CNRS et responsable de l'équipe Rhéologie des Glaces et Modélisation des Calottes Polaires (Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement) pour sa direction de thèse, et tout particulièrement pour ses conseils scientifiques et sa correction efficace du manuscrit. J'ai en outre particulièrement apprécié sa patience, sa disponibilité et la liberté qu'il m'a laissée dans mon travail. Je remercie également *Marc Boulon*, professeur à l'université Joseph Fourier - Grenoble 1 et directeur du Laboratoire Sols, Solides, Structures, d'avoir accepté de co-diriger cette thèse. Elle n'aurait pu être réalisée sans le support du laboratoire qu'il dirige.

Une thèse n'est rien tant qu'elle n'a pas été soutenue. Je remercie *Jack Lanier*, professeur à l'université Joseph Fourier - Grenoble 1, d'avoir accepté la présidence du jury. Je remercie également *Andrew C. Palmer*, professeur à l'Université de Cambridge et membre de la Royal Society, et *François Sidoroff*, professeur à l'Ecole Centrale de Lyon et directeur adjoint du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (CNRS-ECL) d'avoir accepté sans hésitation de rapporter cette thèse. Le jugement qu'ils ont tous trois porté sur mon travail est pour moi source de satisfaction.

Le soutien technique nécessaire pour réaliser ce travail expérimental a été apporté par les techniciens des deux laboratoires concernés. En particulier, *Jean-Philippe Balestrieri* (Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement) a largement contribué à l'adaptation de la machine d'essai utilisée et a réalisé la quasi-totalité des montages expérimentaux périphériques. *Maurice Reveillet* et *Bernard Rey* m'ont assisté côté Laboratoire Sols, Solides, Structures. Je les remercie, ainsi que l'ensemble des personnels techniques et administratifs du Laboratoire de Glaciologie et Géophysique de l'Environnement et du Laboratoire Sols, Solides, Structures. Ils ont tous, de près ou de loin, contribué au bon déroulement de cette thèse.

Mes remerciements vont également aux membres, permanents et non permanents, de l'équipe Rhéologie des Glaces et Modélisation des Calottes Polaires, en particulier *Paul*, *Armelle*,

Jérôme, *Olivier P.*, *Olivier G.* et *Philippe*, pour la qualité de l'ambiance de travail qui règne au sein de l'équipe et dans les chambres froides.

Au cours de ces années de thèse, le soutien des amis, à Grenoble et à Lyon, n'a pas été négligeable. Je les remercie tous, *Eric*, *Gag* et *Manoue* en particulier, pour les nombreuses discussions que nous avons eues. Le partage de nos expériences respectives m'a été d'un grand secours dans les moments de doute.

Je remercie également *les Gags*, petits et grands, pour leur accueil et leur aide logistique, ainsi que mes collègues de *l'IUP Génie Civil et Infrastructures de Cergy-Pontoise*, où j'enseigne maintenant, pour leurs encouragements au cours de la rédaction.

Enfin, je remercie ma famille et mes parents, et tout particulièrement *Mireille*, mon épouse, pour m'avoir soutenu tout au long de l'avancement de ce travail. Ces années de thèse leurs ont été longues et parfois difficiles. J'espère que le résultat récompensera leurs attentes. Ce travail est aussi le leur.

Chapitre 1
Introduction

Les différentes structures construites par l'homme dans les milieux polaires sont exposées à des conditions d'englacement qui peuvent être préjudiciables à leur bon fonctionnement, voire à leur stabilité. Afin de dimensionner convenablement ces structures, il importe de connaître avec précision les efforts auxquels elles sont soumises.

Les interactions glace-structure sont des phénomènes très complexes, du fait de la grande variété de conditions dans lesquelles elles se produisent. Elles ont fait, et font encore, l'objet de nombreuses études qui ont pour objectif principal la détermination des efforts maximaux que subit une structure soumise à la poussée des glaces dérivantes. Dans les années 1980, ces études étaient motivées par l'attrait d'une production potentielle de pétrole et de gaz dans les régions arctiques et sub-arctiques. Après une phase de stagnation provoquée par la chute des

cours, on assiste aujourd'hui à un regain d'intérêt pour le problème de l'interaction glace-structure, lié au développement des ressources naturelles de la Russie.

Jusqu'à présent, les études sur ce sujet ont eu généralement trait à la réponse de la glace, notamment à l'endommagement et à la rupture de celle-ci, souvent envisagés uniquement dans le domaine fragile, et au phénomène d'interaction dans sa globalité (réaction de la glace couplée à la réaction de la structure). Lors de l'interaction, les efforts les plus importants ont lieu lorsqu'il y a écrasement de la glace sur les parois des structures. Pour la glace, ceci correspond au passage par le pic de contrainte sur la courbe contrainte-déformation d'un essai de compression à vitesse de déformation imposée : dans ces circonstances la viscoplasticité de la glace ne peut à elle seule accommoder la vitesse de déformation imposée, et c'est l'endommagement du matériau qui permet d'obtenir son adoucissement. L'écrasement de la glace sur la structure conduit à la formation de glace broyée qui doit être évacuée du contact vers les parties non sollicitées de la zone d'interaction. La manière dont le flux de glace broyée s'écoule à l'interface glace-structure contrôle en partie le confinement de la glace en cours d'endommagement, et par conséquent le niveau d'effort que subit la structure. Cet écoulement est bien sûr dépendant de la rhéologie de la glace broyée, cependant, les travaux les plus récents sur ce sujet indiquent que celle-ci n'est pas seule à conditionner l'écoulement de glace dans le contact. Les conditions de contact elles-mêmes apparaissent comme un facteur déterminant, et notamment les conditions de frottement de la glace sur la structure qui ont un effet direct sur le confinement.

Si les études entreprises ont permis de développer la connaissance des interactions glace-structure, elles n'ont pas encore abouti à une définition précise du comportement du contact glace-structure. Celui-ci reste pris en compte de manière simpliste (adhérence parfaite ou loi de frottement de type loi de Coulomb). Les travaux les plus récents, concernant les phénomènes qui se produisent dans la zone de contact, ont montré qu'il était maintenant nécessaire de travailler sur les phénomènes se produisant localement dans le contact. En particulier, ils mettent en valeur la nécessité de définir de manière plus réaliste les phénomènes de frottement glace-structure au niveau du contact.

Le présent travail est une tentative d'aller plus loin dans la connaissance du frottement glace-structure. C'est en premier lieu un travail expérimental destiné à étudier le frottement à petite échelle, domaine pour lequel très peu de données sont disponibles. Il a consisté à mettre au point et à réaliser une série d'essais de frottement entre de la glace et un micro-béton en essayant de travailler dans des conditions proches de celles observées au sein du contact glace-structure. Nous nous sommes bien sûr intéressés aux contraintes normale et tangentielle dans le contact, ainsi qu'à la cinématique du contact. De plus nous avons tenté de préciser le comportement au frottement de la glace sur un matériau structural, au niveau local, en étudiant la physique et la rhéologie du contact à partir de l'observation des surfaces frottées, notamment celle de la glace. Cette mise en évidence des différents mécanismes de déformation mis en jeu dans le contact permet d'expliquer, au moins qualitativement, la relation entre le comportement des matériaux et les efforts transmis au travers du contact. A plus long terme l'ambition de cette étude est d'aboutir à la prise en compte du comportement local du contact dans une loi de comportement d'interface plus globale.

Nous présentons dans ce document le bilan du travail que nous avons réalisé sur l'étude du frottement glace-béton.

Les premiers chapitres seront consacrés à une étude bibliographique sur le géomatériau glace, dont le comportement mécanique joue un rôle important dans le frottement glace-béton, sur les interactions glace-structure, pour lesquelles nous nous efforcerons de mettre en évidence le

rôle que peut jouer le frottement, et enfin sur le frottement glace-structure, afin de présenter les différents résultats obtenus à ce jour par les auteurs ayant abordé ce domaine.

Nous présenterons ensuite l'ensemble du dispositif expérimental utilisé. Celui-ci s'articule autour de trois dispositifs complémentaires :

- une boîte de cisaillement direct utilisée pour réaliser des essais de frottement glace-béton.
- un rugosimètre destiné à caractériser l'évolution de la topographie des surfaces de béton au cours des essais.
- un ensemble de techniques d'observation de la glace qui permet d'étudier les mécanismes de déformation mis en jeu lors du frottement.

Les résultats obtenus à l'aide de ces trois dispositifs seront présentés individuellement avant d'être analysés globalement. Nous en tirerons un certain nombre de conclusions sur le frottement glace-béton.

Enfin, un dernier chapitre sera consacré à une approche théorique des phénomènes mis en évidence par le travail expérimental. Nous y développerons quelques modèles simples de l'interface glace-béton, afin de confirmer par le calcul certains des résultats expérimentaux.

Chapitre 2
Le géomatériau glace

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous rappelons les caractéristiques structurelles de la glace et ses principales propriétés physiques et mécaniques (mécanismes de déformation, modélisation du comportement mécanique). Un aperçu des différents types de glaces impliqués dans les interactions glace-structure complète la description de la glace en tant que géomatériau.

2.2 Le monocristal de glace

2.2.1 Structure cristallographique

Dans les conditions régnant à la surface de la Terre (*i.e.* pour des pressions voisines de la pression atmosphérique et des températures comprises entre 0°C et -80°C) l'eau cristallise dans un réseau à maille hexagonale. C'est la glace Ih, seule forme stable de glace observée sur Terre (Hobbs, 1974).

Les atomes d'oxygène des molécules d'eau qui composent le cristal, forment des mailles hexagonales situées dans des plans parallèles, appelés plans de base (cf. Figure 2.1). Le rapport c/a est voisin de 1,629, donc proche de la valeur correspondant au réseau hexagonal compact (1,633). Chaque oxygène est lié à ses voisins par une liaison hydrogène constituée d'un proton situé de manière asymétrique sur la liaison entre deux oxygènes (Lliboutry, 1964 ; Frost et Ashby, 1982). L'axe de symétrie hexagonale, perpendiculaire au plan de base, est l'axe optique du cristal de glace, aussi appelé axe *c*.

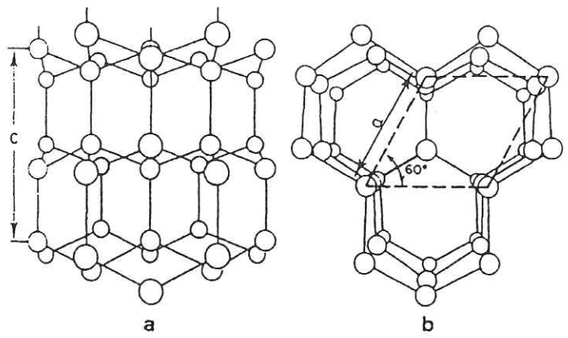


Figure 2.1. *Structure moléculaire de la glace Ih ; vues : (a) perpendiculaire et (b) parallèle à l'axe c. Les atomes d'oxygène sont seuls représentés. Les traits représentent les liaisons hydrogène (d'après Michel, 1978).*

2.2.2 Défauts et dislocations

Chaque atome d'oxygène occupant un nœud du réseau, tout écart à cette règle constitue un défaut de type lacune ou interstitiel. De plus, il existe des défauts spécifiques à la glace, liés à la position des protons dans le réseau, qui sont les défauts ioniques, résultant de la formation d'ions H_3O^+ et OH^-, et les défauts rotationnels. Ces derniers correspondent aux défauts de Bjerrum de type L (leer) ou D (doppelt), c'est à dire, respectivement à une liaison protonique sans proton ou à une liaison doublement occupée. Ces deux défauts peuvent diffuser par rotations successives d'une molécule d'eau vers les molécules voisines.

Dans la glace, les dislocations sont des perturbations de l'arrangement périodique du réseau des atomes d'oxygène. La structure des dislocations dans un monocristal de glace, au cours des premiers instants de sa déformation, a été observée par Ahmad et Whitworth (1988). La majorité des dislocations observées est constituée de dislocations vis qui glissent dans le plan de base et peuvent se diviser en dislocations partielles (Hondoh et al., 1990). Une caractéristique essentielle de la glace est l'absence de dislocations vis dans les plans non basaux. La vitesse de déplacement des dislocations basales est exceptionnellement faible comparée à celles observées dans les métaux. A 255°K, soit un rapport $T/T_f = 0{,}93$ (où T_f est la température de fusion), et sous une contrainte de 0,1 MPa, la vitesse de déplacement est de

0,2 $\mu m.s^{-1}$, alors que dans le cuivre à 293°K ($T/T_f = 0{,}21$) et sous 0,25 MPa, elle est de 8 $m.s^{-1}$. Ces faibles vitesses peuvent être la conséquence du désordre protonique (Petrenko et Whitworth, 1994), le déplacement d'une dislocation nécessitant la réorientation des molécules situées sur son passage.

2.2.3 Comportement mécanique

2.2.3.1 Comportement élastique

Du fait de sa structure en feuillets le monocristal de glace a un comportement mécanique orthotrope de révolution. En choisissant l'axe optique du cristal comme axe des z, et en adoptant la notation de Voigt, la matrice de raideur $\boldsymbol{C}$ du monocristal de glace ($\sigma_{ij} = C_{ijkl}\,\varepsilon_{kl}$, d'après la loi de Hooke) est de la forme (Lliboutry, 1987) :

$$C = \begin{vmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (C_{11}-C_{12})/2 \end{vmatrix} \qquad (2.1)$$

D'après les valeurs données dans la littérature (*e.g.* Hobbs, 1974 ; Gammon et Sunder, 1983 ; cf. Figure 2.2) le comportement élastique de la glace ne présente qu'une faible anisotropie.

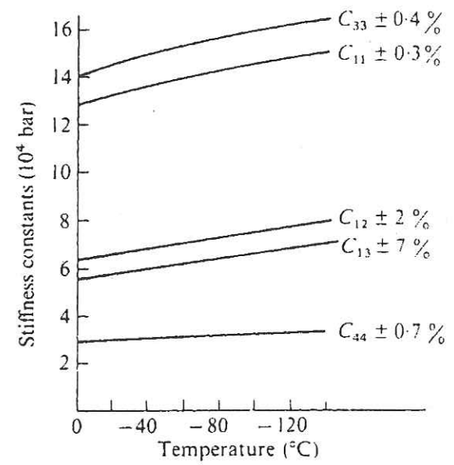


Figure 2.2. *Variation des coefficients de la matrice de raideur avec la température (d'après Hobbs, 1974 et Dantl, 1968). Selon Gammon et Sunder (1983) : C_{11} = 13,93 ±0,04, C_{12} = 7,08 ±0,04, C_{13} = 5,76 ±0,02, C_{33} = 15,01 ±0,05, C_{44} = 3,01 ±0,01 (GPa, à -16°C).*

2.2.3.2 Comportement viscoplastique

La déformation viscoplastique du monocristal de glace résulte principalement du glissement des dislocations dans les plans de base du cristal. Les glissements dans d'autres plans sont beaucoup moins faciles : pour une contrainte donnée, la vitesse de déformation est jusqu'à

1000 fois plus importante pour le glissement basal que pour un glissement dans un autre plan (cf. Figure 2.3, d'après Duval et al., 1983). Le comportement mécanique viscoplastique de la glace est donc marqué par une très forte anisotropie.

Le comportement viscoplastique en cisaillement parallèlement au plan de base du cristal est correctement décrit par une loi puissance qui relie la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ à la contrainte σ selon :

$$\dot{\varepsilon} = A\,\sigma^n\, e^{-\frac{Q}{RT}} \qquad (2.2)$$

D'après Duval et al. (1983), l'exposant n est voisin de 2 et l'énergie d'activation Q est proche de 63 kJ/mol.

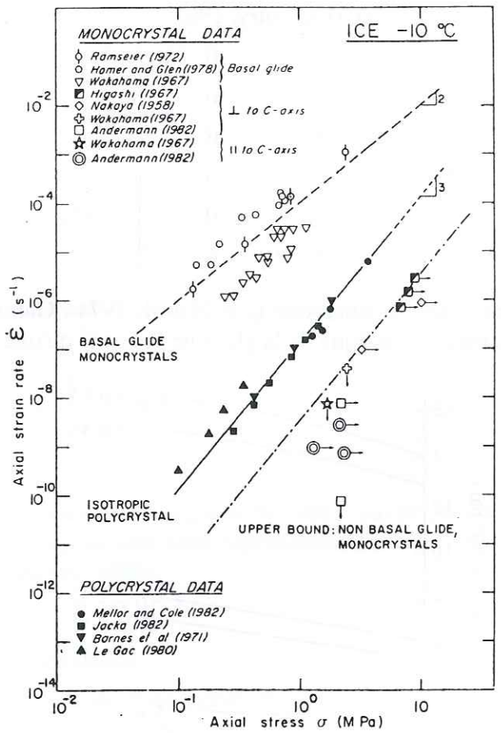


Figure 2.3. *Relation contrainte-vitesse de déformation pour le fluage de la glace dans les plans de base, hors des plans de base et pour un polycristal isotrope (Duval et al., 1976). On constate que le glissement basal est considérablement plus facile que le glissement hors des plans de base.*

2.3 Le polycristal de glace

2.3.1 Différentes structures de polycristaux

Dans la nature, la glace peut se former de différentes manières, ce qui conduit à différents types de structures granulaires. Il faut donc plus parler de glaces que de la glace. Nous allons décrire les deux principaux types de glaces que l'on peut observer sur Terre, puis le type de glace qui se forme lors du gel de la mer.

2.3.1.1 Glace équiaxe

A la surface des calottes polaires et des glaciers, le compactage de la neige puis du névé, sous le poids des couches de neige supérieures, conduit, par transformation des grains de neige puis par frittage, à la formation d'une glace à petits grains (taille de l'ordre du millimètre). En surface, lors des chutes de neige, les cristaux sont déposés avec une orientation aléatoire que l'on retrouve dans la glace : il n'existe pas de direction privilégiée pour l'orientation des axes c. La glace ainsi formée est donc macroscopiquement isotrope. On l'appelle glace équiaxe à cause de la forme plus ou moins arrondie de ses grains. On la trouve dans les glaciers et dans les calottes polaires, mais on la rencontre aussi en mer, dans les icebergs. Ceux-ci naissent en effet du rejet de glace des glaciers côtiers (Groenland et îles Ellesmere dans l'hémisphère nord, par exemple) dans les mers polaires. La glace équiaxe est donc une glace d'eau douce, quel que soit l'endroit où on l'observe.

2.3.1.2 Glace columnaire

La glace peut aussi se former à la surface d'une étendue d'eau calme, à partir de germes de cristallisation (flocons de neige par exemple). La croissance de la glace se fait alors de haut en bas dans un gradient de température vertical, et les grains obtenus sont en forme de colonnes. La vitesse de croissance de la glace est plus forte dans les plans de base que perpendiculairement à ceux-ci (Hobbs, 1974). Par conséquent, lors de la croissance du couvert de glace, il s'opère une sélection des cristaux : ceux dont l'axe optique est horizontal croissent plus vite que leurs voisins moins bien orientés et, au bout de quelques dizaines de centimètres, tous les cristaux ont leur axe optique horizontal. Cette glace est un assemblage de cristaux à axe optique horizontal, en forme de colonnes. On la nomme glace columnaire.

Lorsque les axes c sont répartis aléatoirement dans le plan horizontal, cas de la croissance d'un couvert de glace en eaux calmes, la glace columnaire est orthotrope de révolution (glace S2), l'axe de symétrie de révolution étant parallèle au grand axe des colonnes.

2.3.1.3 Glace de mer

La glace de mer se forme en plusieurs temps. D'abord une couche de glace primaire à petits grains se forme par gel en surface d'une couche d'eau en surfusion. La glace secondaire croît ensuite de haut en bas, sous la glace primaire, dans un gradient de température vertical. La structure de cette glace est donc similaire à celle de la glace columnaire. Par contre, le sel contenu dans l'eau joue un rôle important lors de la croissance des colonnes : il est rejeté hors du réseau cristallin lors de la congélation de l'eau liquide et perturbe la croissance cristalline au niveau de l'interface solide-liquide, si bien que de la saumure est emprisonnée au niveau des joints de grain mais aussi à l'intérieur des grains en formation (Cammaert et Muggeridge, 1988). Glace primaire et glace secondaire sont les deux composantes de la jeune glace de mer. Une troisième couche de glace peut se former sur la partie supérieure de la glace nouvellement formée. Elle provient du regel d'eau liquide sur la surface de la glace de mer (fonte en surface de la glace de mer, remontées d'eau par des fissures, précipitations), ou de la formation de glace à partir de la neige accumulée. Cette troisième couche de glace est appelée glace surimposée. Dans le cas de glace pluriannuelle, il y a plusieurs couches de glace secondaire, formées année après année.

2.3.2 Comportement mécanique du polycristal de glace

2.3.2.1 Mécanismes physiques

Chaque cristal de glace ayant un comportement élastique presque isotrope, le comportement élastique du polycristal peut être considéré comme isotrope.

Dans le domaine viscoplastique, l'anisotropie du cristal de glace donne des propriétés mécaniques spécifiques au polycristal. Pour des vitesses de déformations suffisamment faibles, certains grains, mieux orientés que d'autres, voient leurs dislocations glisser plus facilement. Cela provoque dans ces grains une relaxation locale des contraintes alors que dans les grains dont les plans de base sont normaux à la direction de compression, les glissements se produiront très difficilement, conduisant à de fortes concentrations de contrainte (Duval et al., 1983). Le champ de contrainte à l'intérieur d'un polycristal de glace est donc très fortement hétérogène. Aux faibles vitesses de déformation, cela peut conduire à la réorientation des cristaux mal orientés par rotation des plans de base ou par recristallisation, ce qui relaxe les contraintes internes (Duval et al., 1989). La recristallisation est observable pour des déformations inférieures à 1%, et conduit à l'apparition de cristaux mieux orientés vis à vis du glissement basal (Duval et al., 1983).

Pour des vitesses de déformation plus élevées, les mécanismes de déformation décrits ci-dessus ne suffisent plus à relaxer les contraintes dans les grains mal orientés. D'autres mécanismes de déformation doivent donc être activés : le glissement dans d'autres plans que les plans de base étant très improbable (ce mécanisme n'a pas été observé), l'accommodation s'effectue par la formation de microfissures (Barnes et al., 1971). Cet endommagement se traduit par des fissures qui se forment dans les grains et dans les joints de grains, lorsque la vitesse de déformation ne permet pas la mise en jeu des mécanismes de déformation viscoplastique (la faible anisotropie élastique des grains est alors invoquée comme cause des concentrations de contrainte).

Lorsque la température est proche du point de fusion (*i.e.* supérieure à -10°C), deux nouveaux modes de déformation peuvent être mis en jeu. Il s'agit de la formation d'un film liquide au niveau des joints de grains et du glissement aux joints de grains (Barnes et al., 1971). Ces deux mécanismes sont favorisés par la présence d'impuretés dans la glace. Ils sont des processus d'accommodation qui contribuent à l'adoucissement de la glace polycristalline au-dessus de -10°C. Cependant, Barnes et al. (1971) notent que la déformation viscoplastique d'un polycristal de glace reste essentiellement déterminée par la déformation viscoplastique à l'intérieur des grains.

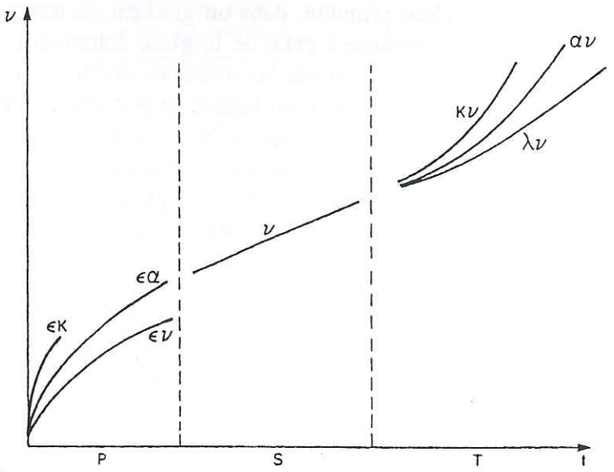


Figure 2.4. *Courbe de fluage de la glace montrant la phase de fluage primaire (P), le passage par la vitesse de déformation minimum (S) et le fluage tertiaire (T) (d'après Michel, 1978).*

2.3.2.2 Lois d'écoulement viscoplastique

Lorsqu'on réalise un essai de fluage sur la glace, on observe trois phases (cf. Figure 2.4 ; Michel, 1978).

D'abord, la vitesse de déformation décroît avec le temps. C'est le fluage primaire, qui obéit à la loi d'Andrade pour laquelle la déformation est proportionnelle à $t^{1/3}$, où t est le temps écoulé depuis la mise en charge (Glen, 1955 ; Barnes et al., 1971 ; Duval, 1976 ; Lliboutry, 1987).

Le Gac (1980) a montré, avec des essais de compression uniaxiale, que le fluage transitoire dépend de la taille des grains : à -7,2°C, sous une contrainte de 5 bars, après une heure de mise en charge la déformation est de $0{,}77.10^{-3}$ pour des cristaux de 1,1 mm et de $1{,}3.10^{-3}$ pour des cristaux de 5,1 mm de diamètre.

Après le fluage primaire la vitesse de déformation passe par un minimum. Contrairement à ce que l'on observe sur les métaux, la glace ne présente pas de phase de fluage secondaire caractérisé par une vitesse de déformation constante. La vitesse de déformation minimum obéit à loi de Norton-Hoff , appelée loi de Glen en Glaciologie :

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{B}{2}\tau^{n-1}\tau'_{ij} \qquad (2.3)$$

où $\dot{\varepsilon}_{ij}$ et τ'_{ij} sont respectivement les composantes du tenseur des vitesses de déformation et du tenseur déviateur des contraintes, B est une constante dépendant de la température (selon une loi d'Arrhenius) et n est voisin de 3 pour des contraintes supérieures à 100 kPa. τ est la contrainte de cisaillement efficace, ou contrainte équivalente (deuxième invariant du déviateur des contraintes), définie par:

$$\tau^2 = \frac{1}{2}\sum_{ij}\tau'^2_{ij} = \tau'_{ij}\,\tau'_{ij}/2 \qquad (2.4)$$

Les cartes de mécanismes de déformation construites par Frost et Ashby (1982) définissent, en fonction de la température et de la contrainte équivalente, le domaine dans lequel la loi de Glen est valable. On constate sur la Figure 2.5 que cette loi reste valable à tous les niveaux de contrainte, pour peu que la température reste voisine du point de fusion (*i.e.* supérieure à - 40°C).

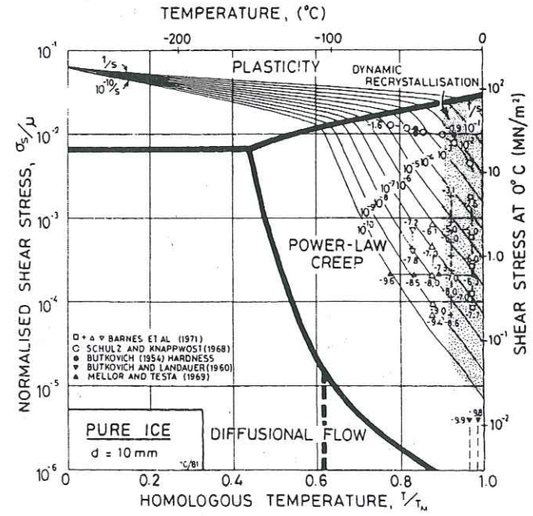


Figure 2.5. Carte des mécanismes de déformation de la glace (d'après Frost et Ashby, 1982).

Après le passage par le minimum qui se produit pour une déformation de 1%, il y a une accélération de la vitesse de déformation (Lliboutry, 1964). On passe alors dans le domaine du fluage tertiaire. Cette phase s'explique par la mise en jeu de la recristallisation dynamique dans les grains qui sont les moins bien orientés, conduisant à la formation de nouveaux cristaux, mieux orientés vis à vis de la déformation que subit le matériau.

Pour des vitesses de déformation importantes, les différents mécanismes de déformation viscoplastique évoqués précédemment ne jouent pas suffisamment vite pour permettre de limiter les contraintes dans la glace. Celles-ci augmentent donc jusqu'à ce que des fissures se créent et se propagent dans le matériau, ce qui conduit à la rupture. Pour les fortes vitesses de déformation, le comportement mécanique de la glace devient donc fragile.

Notons enfin que lorsque le polycristal est déchargé, la relaxation du champ de contraintes internes s'accompagne d'une déformation recouvrée. Selon Sinha (1978), pour de faibles durées de chargement cette déformation recouvrée égale la partie transitoire de la déformation (définie comme la déformation totale diminuée de la partie élastique pure et de la déformation qui s'effectuerait à vitesse de fluage constante égale à la vitesse minimum). Selon Duval et al. (1983), pour un polycristal déformé jusqu'à obtention de la vitesse minimum, la déformation recouvrée après déchargement atteint environ dix fois la déformation élastique (pure) correspondant à la charge qui lui était imposée.

2.4 Propriétés de surface

Hobbs (1974) détaille les principaux travaux portant sur l'étude de la surface de la glace. Ces travaux postulent, et s'efforcent de mettre en évidence, l'existence d'une couche quasi-liquide à la surface de la glace. Selon les différentes études auxquelles Hobbs (1974) fait référence, cette couche quasi-liquide est constituée de molécules d'eau sous forme d'arrangement désordonné. Elle est nécessaire pour assurer l'équilibre thermodynamique de la surface du cristal de glace (son existence minimise l'énergie libre). Différents auteurs ont essayé de définir l'épaisseur de la couche quasi-liquide, dans l'hypothèse où on la considère comme une couche homogène et de constitution différente de celle du corps du cristal (des polémiques subsistent à ce sujet : voir Knight, 1996). Fletcher (1968) a calculé son épaisseur en fonction de la température, moyennant une hypothèse sur l'énergie nécessaire pour former un défaut de Bjerrum de type L. Selon son modèle, l'épaisseur de la couche quasi-liquide est de l'ordre de 10 Å à -7°C et augmente avec la température pour atteindre quelques centaines d'Angströms au voisinage de 0°C. Elbaum et al. (1993) et Furukawa et Ishikawa (1993) ont retrouvé de telles valeurs par mesure de l'indice de réflexion à la surface d'un monocristal de glace (cf. Figure 2.6), les premiers à l'aide d'un microscope à interférence, les seconds par ellipsométrie. Elbaum et al. (1993) remarquent que la couche quasi-liquide est plus épaisse sur les facettes orientées suivant les plans de base du cristal que sur les facettes orientées suivant un plan prismatique. D'autre part, ils constatent que la couche quasi-liquide ne semble pas présente sur la totalité de la surface du cristal de glace lorsque celui-ci est en contact avec de la vapeur d'eau seule. Selon eux, c'est la présence d'air et d'autres contaminants qui induit la formation de la couche quasi-liquide à la surface du cristal de glace. Furukawa et Ishikawa (1993) constatent eux aussi l'influence de l'orientation du cristal de glace sur l'épaisseur de la couche quasi-liquide. Ils se sont en outre intéressés au contact glace-verre, pour lequel ils détectent aussi la présence d'une couche de glace quasi-liquide au niveau de l'interface. Celle-

ci a une épaisseur variable en fonction de la température : de l'ordre de 100 nm au voisinage de 0°C, elle tend vers 10 nm quand la température diminue. Furukawa et Ishikawa (1993) considèrent cependant que, en dessous de -3°C, leurs mesures représentent plus la hauteur des rugosités de la plaque de verre que l'épaisseur d'une éventuelle couche de glace quasi-liquide.

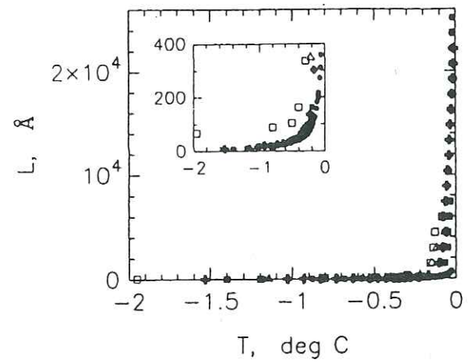


Figure 2.6. *Epaisseur de la couche quasi-liquide à la surface de la glace (selon Elbaum et al., 1993).*

2.5 Les glaces dérivantes

Cammaert et Muggeridge (1988) et Eranti et Lee (1986) décrivent la glace que l'on peut rencontrer en mer, dans les régions polaires et sub-polaires. Concernant l'origine de cette glace, ils distinguent deux cas très différents.

La plupart de la glace provient du gel de la mer qui forme la banquise constituée de plaques de glace de mer flottantes, annuelles (formées lors de l'hiver en cours) ou pluriannuelles (formées lors des hivers précédents et ayant survécu à une ou plusieurs débâcles estivales), plus ou moins grandes et plus ou moins liées entre elles. Il s'agit, en anglais, des *cakes* et des *floes* de différentes tailles, dont le diamètre moyen varie du mètre au kilomètre, voire à la dizaine de kilomètre dans le cas des *floes* géants, tandis que leur épaisseur varie de quelques centimètres à quelques mètres. Les mouvements de ces glaces engendrent des efforts de compression dans la banquise. Ces efforts conduisent à la formation de chevauchements, de crêtes de pression *(pressure ridges)*, et d'empilements de blocs de glace. Ceux-ci induisent localement une augmentation de l'épaisseur de glace (10 à 30 mètres) qui conduit à l'augmentation locale de la résistance de la banquise et, en eaux peu profondes, à l'échouage de telles structures.

La deuxième origine de la glace en mer est le vêlage de blocs de glace d'eau douce par les glaciers côtiers situés au bord de l'océan Arctique, au Groenland et dans les îles Ellesmere en particulier (Nessim et al., 1987). Ces blocs ont des dimensions variant d'une dizaine de mètres pour les plus petits, à quelques centaines de mètres pour les icebergs les plus grands (leur masse dépasse alors deux millions de tonnes). On observe parfois des îles de glace dont la surface atteint plusieurs centaines de kilomètres carrés.

Ces glaces ne sont pas immobiles. Sous l'effet du vent et des courants marins, mais aussi des marées, de la houle, des dilatations thermiques, banquise et icebergs se déplacent avec des vitesses moyennes de l'ordre de 0,01 à 0,1 $m.s^{-1}$, les vitesses maximales pouvant dépasser 1 $m.s^{-1}$ (Blanchet, 1998).

La température de la glace dépend des conditions climatiques. On observe une température croissante dans l'épaisseur de la glace, qui, de la surface au fond, passe de la température de l'air (quelques dizaines de degrés en dessous de zéro) à la température de fusion de l'eau de mer (-1,8°C). La température moyenne de la glace est alors de l'ordre de -10°C en hiver.

2.6 Conclusion

La très forte anisotropie viscoplastique du monocristal de glace est à l'origine des hétérogénéités du champ de contraintes internes au sein du polycristal. Aux faibles vitesses de déformation ces contraintes internes peuvent être relaxées par la recristallisation dynamique qui modifie la structure de la glace pour faciliter sa déformation. Lorsque les vitesses de déformation sont trop élevées pour permettre une intervention efficace de la recristallisation, les contraintes internes sont relaxées par l'endommagement du matériau (aux très grandes vitesses de déformation, l'anisotropie élastique des grains, bien que très faible, peut entraîner l'apparition de microfissures localisées aux joints de grains).

Selon les conditions de croissance, le géomatériau glace peut présenter des structures très différentes (structure « granulaire » équiaxe, ou columnaire, avec éventuelles inclusions de saumure) qui peuvent toutes se trouver impliquées dans des interactions avec des structures à la mer.

Chapitre 3
Les interactions glace-structure

3.1 Introduction

Une description des différents types d'interaction glace-structure, et des principaux mécanismes mis en jeu dans ces interactions, basée sur une revue bibliographique, permet d'apprécier l'influence potentielle des conditions de contact sur les efforts générés dans ces interactions.

3.2 Où, et quels types de structures ?

Pour l'exploitation des gisements d'hydrocarbures et le transport maritime dans les milieux polaires et sub-polaires, et notamment dans l'Arctique, l'homme a développé un certain nombre de structures fixes ou mobiles. Dans le domaine de l'exploitation pétrolière, il s'agit de structures capables de supporter les installations de forages. Elles sont de différents types, en fonction de la situation géographique (notamment de la profondeur de l'eau) et des contraintes climatiques et économiques. On distingue trois grands types de structures (Cammaert et Muggeridge, 1988) : les îles artificielles, les structures reposant sur le fond (plates-formes gravitaires ou montées sur piles) et les structures flottantes (par exemple : barges ou caissons ancrés par câbles ou positionnés dynamiquement). Dans le domaine du transport maritime, il s'agit essentiellement d'ouvrages d'art, tel le Pont de la Confédération qui enjambe l'embouchure du Saint Laurent entre le Canada continental et l'île du Prince Edouard, de navires brise-glace, destinés à l'ouverture des routes maritimes dans les mers gelées, et de toutes les structures destinées à la sécurité de la navigation : phares et balises notamment.

3.3 Différents types d'interaction glace-structure

La grande variété de taille et de forme de structures (les dimensions caractéristiques des différentes structures peuvent varier du mètre à la centaine de mètres, les parois en contact avec la glace sont verticales ou inclinées, planes ou arrondies) ainsi que les différentes conditions de glace (épaisseur et type de glace, vitesse de dérive, température) entraînent différents types d'interaction glace-structure, que l'on peut caractériser par le type de sollicitations obtenues et/ou par les modes de rupture mis en jeu.

3.3.1 Différents types de sollicitations

Les sollicitations que subissent les structures peuvent être classées en trois types : sollicitations verticales, sollicitations horizontales statiques et sollicitations horizontales dynamiques (Eranti et Lee, 1986).

Les sollicitations verticales sont essentiellement le fait de la variation du niveau de l'eau engendrée par les marées. L'adhérence ou le frottement de la glace sur la structure engendre alors des efforts verticaux lentement variables (les périodes mises en jeu sont de l'ordre de quelques heures). Le fluage de la glace joue un rôle important dans ce type de contact et les sollicitations qui en résultent sont considérées comme quasi-statiques.

Les sollicitations horizontales sont quasi-statiques dans deux cas :

- quand les mouvements de glace sont lents (cas, par exemple, de la compression d'une paroi par un couvert de glace confiné soumis à une élévation de température et subissant par conséquent une dilatation thermique, ou des efforts de contact engendrés par la dérive à faible vitesse de la banquise sur une structure rigide). Dans ce cas, les contraintes exercées par la glace sur la structure résultent principalement du fluage de la glace autour de la structure.
- quand la glace est en contact avec la structure par l'intermédiaire d'un empilement de blocs de glace. L'empilement de blocs de glace joue le rôle de tampon entre la glace et la structure. Sa présence a pour conséquence de répartir uniformément les efforts exercés par la glace sur la structure, ce qui empêche les ruptures brutales et localisées de la glace.

Dans les autres cas, les sollicitations horizontales sont dynamiques. Il s'agit des impacts de la glace sur la structure ou des interactions dans lesquelles l'écrasement de la glace sur la structure est le mécanisme principal de rupture du couvert de glace. De nombreux travaux ont été réalisés pour mesurer les efforts engendrés par des sollicitations dynamiques (Sodhi et Morris, 1984 ; Tsuchiya et al., 1985 ; Danielewicz et Blanchet, 1987 ; Jefferies et Wright, 1988 ; Kärnä et Turunen, 1989 ; Sodhi, 1989 ; Sodhi et Nakazawa, 1990 ; Haynes et al., 1991 ; Masterson et Frederking, 1993 ; Langohr et Ghali, 1997). La plupart des auteurs constatent, en situation réelle ou au cours d'essais en laboratoire, que les efforts exercés par la glace sur une structure sont généralement périodiques.

3.3.2 Différents modes de rupture et de déformation de la glace

Blanchet et al. (1989) ont analysé 380 essais de laboratoire, 100 essais d'indentation réalisés sur site, quinze années de données sur les interactions entre de la glace annuelle et des phares, et sept années de données sur les interactions de structures larges (type caisson) avec de la glace annuelle ou pluriannuelle. Leur analyse les a conduits à définir huit modes de rupture ou de déformation de la glace au cours des interactions glace-structure :

- **rupture par fluage :** la glace s'écoule à faible vitesse de déformation autour de la structure. Blanchet et al. (1989) distinguent deux modes de fluage. Le premier est le fluage plan, pendant lequel la plaque de glace reste horizontale au cours de la déformation. Le second est le fluage dévié (*creep buckling*), au cours duquel la plaque de glace flambe hors du plan horizontal de chargement. Ce dernier mode est, selon Blanchet et al. (1989), le mode de déformation le plus couramment observé dans l'Arctique, autour des structures larges. Il nécessite des vitesses de déformation de la glace faibles (obtenues pour des vitesses relatives de la glace par rapport à la structure de l'ordre de 10^{-4} à 10^{-6} m.s^{-1}). Si les vitesses de déformation augmentent, elles dépassent un seuil au-delà duquel des fissures apparaissent. D'une déformation ductile de la glace autour de l'obstacle, on passe à une déformation par rupture fragile (Sanderson et Child, 1986 ; Gold, 1991). Gold (1991) considère que ce seuil de vitesse de déformation se situe aux alentours de 10^{-2} à 10^{-3} s^{-1}.
- **rupture par écrasement pur :** la glace est broyée ou pulvérisée au contact avec la structure. Les particules de glace ainsi formées sont éliminées par extrusion entre la paroi de la structure et la glace non encore pulvérisée. Ce mode de rupture est accompagné par l'endommagement de la glace en amont du contact. Ce n'est pas un mode de rupture continu. Il se fait avec une fréquence qui varie principalement en fonction de la vitesse de pénétration de la structure dans la glace et de l'épaisseur de glace mise en jeu (la gamme courante de cette fréquence va de 1 à 50 Hz). Pour des structures cylindriques, Sodhi et Morris (1986) proposent la formule:

$$f = cv/t \qquad (3.1)$$

où f est la fréquence des ruptures, v la vitesse de pénétration, et t l'épaisseur de glace. La constante adimensionnelle c dépend notamment du rapport entre la largeur de la structure et l'épaisseur de glace, rapport que l'on nommera dans la suite le rapport géométrique (*aspect ratio* en anglais).

- **rupture par écaillage :** lors du contact glace-structure, les contraintes de cisaillement peuvent conduire à la propagation de fissures parallèlement à la surface de la glace (zone non confinée).Ces fissures s'incurvent ensuite pour déboucher à la surface de la glace. Cela conduit à la formation d'écailles de glace de section triangulaire ou semi-circulaire. L'épaisseur de ces écailles est inférieure à la moitié de l'épaisseur de la plaque de glace, leur longueur étant quant à elle de l'ordre de une à deux fois l'épaisseur de la glace. Ce

phénomène, local dans le cas des structures larges, se produit sur toute la zone de contact dans le cas des structures étroites. Il est en général associé à de l'écrasement pur. C'est un mode de rupture discontinu dont la fréquence varie entre 0,5 et 50 Hz.

- **rupture par fissuration radiale et circonférentielle :** quand les contraintes de compression dans le contact sont suffisamment bien réparties (cas notamment des contacts de grande largeur), il y a rupture de la glace autour de la structure par cisaillement et par traction. Cela conduit à la formation de fissures radiales et circonférentielles dans une zone de deux à trois fois la largeur de la structure. Ce mode est associé à la rupture par écrasement pur. Il agit en limitant les efforts dans la zone de contact.
- **rupture par flambage :** c'est un mode rarement observé autour des structures larges. Si l'effort de compression dans la glace dépasse la limite de flambage de la plaque de glace, celle-ci se déforme verticalement, ce qui conduit généralement à l'ouverture de fissures circonférentielles.
- **rupture en flexion :** vue en coupe verticale, la banquise est asymétrique, car la géométrie et la composition de la surface sont différentes de celles du fond. L'effort imposé est généralement décalé par rapport à la fibre neutre de la plaque et il peut aussi exister une composante verticale de l'effort de contact du fait, par exemple, de l'inclinaison de la surface de la structure par rapport à la verticale (cas des piles du pont de la Confédération par exemple). Cela induit un moment de flexion dans la plaque de glace, qui peut éventuellement conduire à la rupture de celle-ci par flexion.
- **rupture par fendage :** lorsqu'une plaque de glace dérivante vient heurter une structure, des fissures peuvent s'ouvrir dans la glace au contact de la structure (voir rupture par fissuration radiale et circonférentielle) et se propager au travers de toute la plaque, conduisant à la rupture de celle-ci en plusieurs sous-éléments. Ces fissures peuvent se propager sur plus de dix kilomètres autour d'une structure.
- **empilement de blocs :** ce phénomène n'est pas présenté par Blanchet et al. (1989) comme un mode de rupture en lui même, mais comme une conséquence des modes de rupture décrits ci-dessus. Ceux-ci conduisent en général à la formation, à partir de la glace vierge, de blocs de glace plus ou moins gros, qui sont poussés contre la structure et s'empilent contre elle. Ces empilements de blocs, qui peuvent atteindre quelques dizaines de mètres, contribuent à modifier les efforts dans le couvert de glace au voisinage de la structure.

Il est important de noter que ces différents modes de ruptures ne s'excluent pas les uns les autres, mais peuvent cohabiter au sein du contact glace-structure.

Blanchet et al. (1989) donnent les principaux paramètres qui conditionnent le (les) type(s) de rupture lors du contact. Il s'agit de l'épaisseur du couvert de glace, du rapport géométrique et de la vitesse de pénétration de la structure dans la glace. Leur analyse théorique, basée sur l'étude de la résistance d'une colonne de glace chargée axialement, permet de déterminer, dans un plan épaisseur de glace / rapport géométrique, des zones dans lesquelles le mode de rupture de la glace est identifié comme l'un des trois mécanismes suivants : écrasement, flexion, ou flambage. Le résultat de cette analyse est reproduit à la Figure 3.1. Blanchet et al. (1989) identifient trois régimes. Le premier régime est obtenu pour les faibles épaisseurs de glace (moins de 0,75 m), et le mode de rupture y est contrôlé par le rapport géométrique. Le second régime est obtenu pour les fortes épaisseurs de glace et les faibles rapports géométriques (inférieur à 1,5), et le mode de rupture y est exclusivement l'écrasement. Enfin dans le troisième régime, obtenu pour les fortes épaisseurs de glace et les forts rapports géométriques, c'est l'épaisseur de glace qui contrôle le mode de rupture.

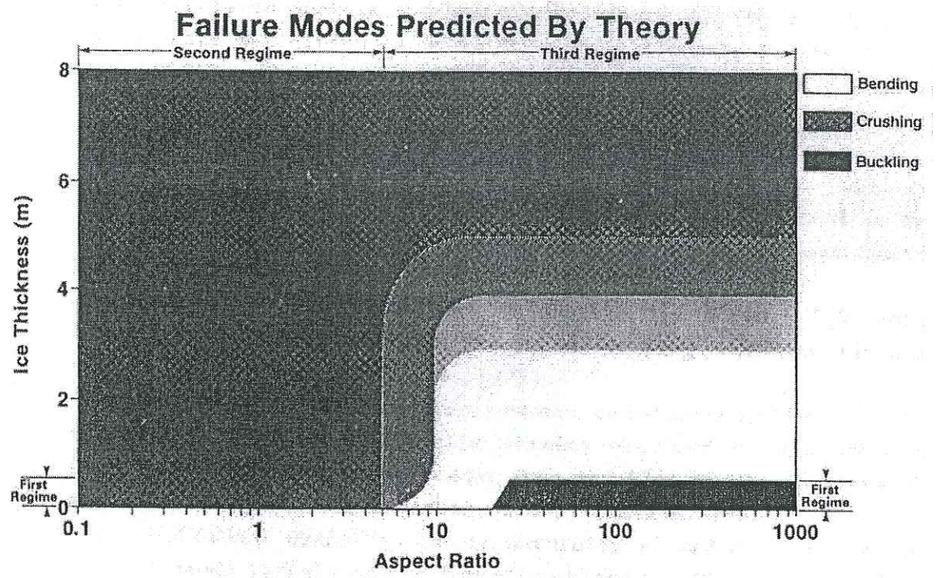


Figure 3.1. Modes de rupture d'un couvert de glace en contact avec une structure. Calcul théorique réalisé par Blanchet et al. (1989).

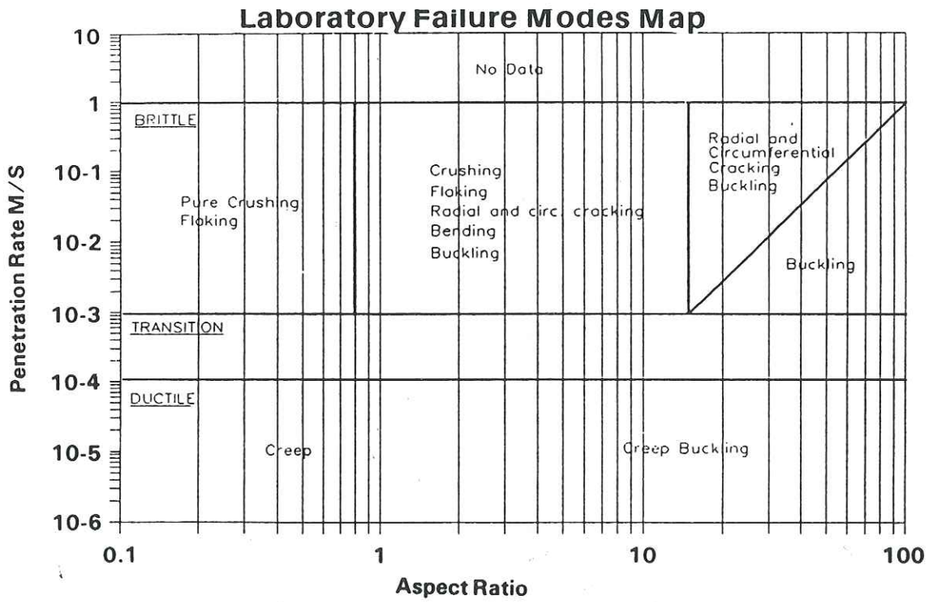
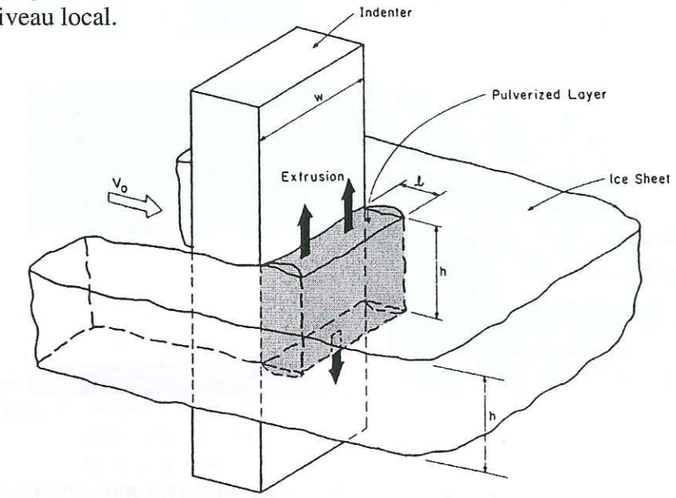


Figure 3.2. Influence de la vitesse de pénétration d'un indenteur sur le mode de rupture d'un couvert de glace. Graphique construit à partir d'une série d'essais à petite échelle sur glace modèle par Blanchet et al. (1989).

L'influence de la vitesse de pénétration de la structure dans la glace est montrée sur la Figure 3.2 obtenue par Blanchet et al. (1989) après analyse de 380 essais de laboratoire. On peut constater qu'il existe une zone de transition ductile fragile située aux alentours de 10^{-4} à 10^{-3} m.s^{-1}. De plus, on constate que plus la taille de la structure augmente (*i.e.* plus le rapport géométrique augmente) moins les mécanismes de rupture de la glace au niveau du contact agissent au niveau local.



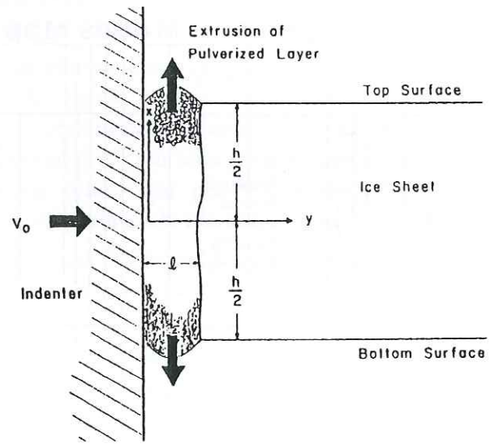


Figure 3.3. *Configuration du contact glace-structure lors de l'indentation d'un couvert de glace par une structure. Vues en perspective et suivant une coupe verticale (d'après Jordaan et McKenna. 1989).*

3.3.3 Cas des interactions dynamiques

L'indentation d'un couvert de glace par une plate-forme offshore est le type d'interaction glace-structure le plus courant subi par les plates-formes situées dans les mers polaires. Dans ce cas,

la glace est poussée par les courants marins et par le vent contre un obstacle (pied de plate-forme ou caisson). Le passage de la structure au travers de la glace se fait de manière macroscopiquement continue. Si on s'intéresse de plus près à ce qui se passe au niveau du contact, on constate que ce type d'interaction se caractérise généralement par l'endommagement de la glace en amont du contact et par l'extrusion de glace broyée et pulvérisée (voir Figure 3.3). Il s'agit donc de rupture par écrasement pur, si on se réfère à la classification établie par Blanchet et al. (1989). La couche de glace broyée est d'épaisseur très variable : quelques millimètres à quelques centimètres, voire quelques dizaines de centimètres (Jordaan et McKenna, 1989). Jordaan et Timco (1988) mentionnent ces phénomènes et les relient aux variations de l'effort exercé par la glace sur la structure observées au cours du temps.

Lors d'une telle interaction, les efforts sont généralement des cycles composés d'une augmentation rapide suivie d'un déchargement brutal. C'est ce qui a été observé lors de campagnes de mesures sur structure réelle (Jefferies et Wright, 1988 ; Kärnä et Turunen, 1989 ; Haynes et al., 1991) et sur modèle réduit (Sodhi et Morris, 1984) ou lors d'essais d'indentation réalisés en laboratoire (Kärnä, 1994 ; Tuhkuri, 1995 ; Meaney et al., 1996).

En ce qui concerne la plate-forme Molikpaq (plate forme caisson située en mer de Beaufort), Jefferies et Wright (1988) ont relevé des efforts dont la fréquence était voisine du hertz. Cette fréquence est, bien entendu, dépendante des caractéristiques de la glace, mais aussi des caractéristiques de la structure. Il semble cependant que l'ordre de grandeur des fréquences observées reste proche du hertz. A titre d'exemple, on mentionnera des fréquences observées de 4 à 4,5 Hz pour une balise finlandaise située en mer baltique (Nordlund et al., 1988).

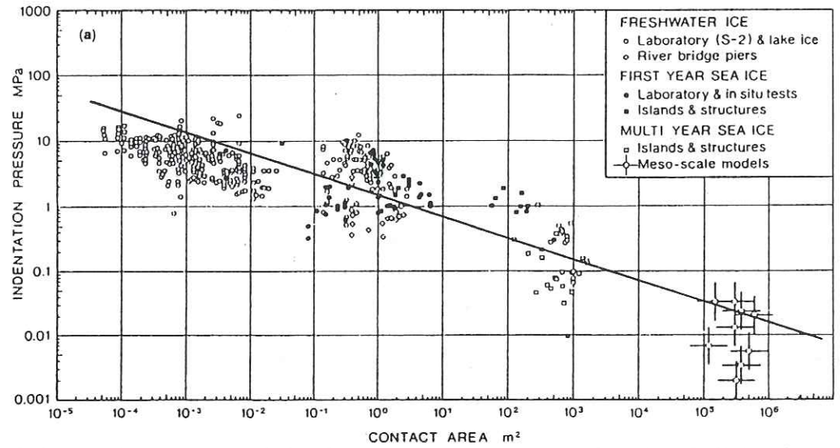


Figure 3.4. *Pression moyenne de la glace sur une structure en fonction de l'aire de contact. La droite est le résultat d'un calcul réalisé à l'aide d'un modèle fractal de l'interface glace-structure (d'après Sanderson. 1988).*

3.3.4 Effet de l'aire de contact (effet d'échelle)

Sanderson (1988) a examiné l'effet de l'aire de contact sur la pression moyenne exercée par la glace sur une structure, au moment des pics de pression. Ses résultats, présentés sur la Figure 3.4, ont été obtenus en collectant des résultats de mesures réalisées sur des structures réelles de différentes tailles (île artificielle, plate-forme caisson, pile de pont) ou lors d'essais in situ ou en laboratoire. Ils montrent que la pression moyenne de la glace diminue quand

l'aire de contact augmente. Masterson et Frederking (1993) ont réalisé un travail similaire et observent la même variation. Sanderson (1988) attribue cet effet d'échelle à l'occurrence de ruptures locales et non-simultanées de la glace au niveau du contact avec la structure. La rupture de la glace au niveau local (celui des contacts réels) ne se fait pas au même moment sur toute la surface de contact avec la structure. La pression moyenne exercée par la glace est alors dépendante du nombre de contacts élémentaires, et donc fonction de l'aire de contact.

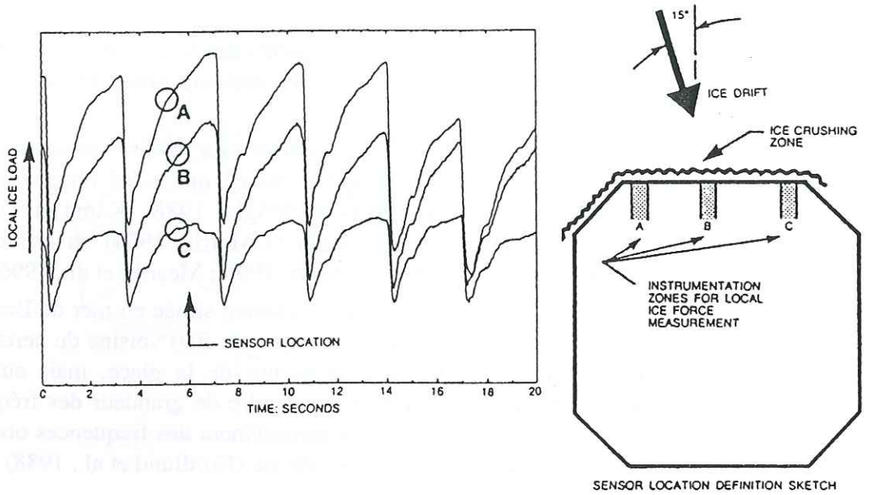


Figure 3.5. *Efforts exercés par la glace sur la plate-forme caisson Molikpaq, mesurés en trois points différents (d'après Jefferies et Wright, 1988).*

Des modèles basés sur une analyse statistique de la rupture locale de la glace dans le contact (Ashby et al., 1986, par exemple) montrent que la rupture non-simultanée de la glace peut expliquer les variations dans le temps de la pression glace-structure au niveau du contact, sans cependant pouvoir rendre compte convenablement de sa périodicité. D'autre part, des mesures de pression de glace réalisées en différents points sur la plate-forme Molikpaq par Jefferies et Wright (1988), montrent que la pression de la glace évolue de manière simultanée sur l'ensemble de la surface de contact (cf. Figure 3.5). Sanderson (1988) relie ces observations au mode de rupture observé : l'écrasement pur de la glace, avec éventuellement de l'écaillage, crée un "matelas" de glace broyée qui répartit les contraintes au niveau de l'interface glace-structure. Daley (1992) a modélisé le contact entre un coin de glace et un plateau rigide. En considérant que le mode de rupture est principalement de l'écaillage, il retrouve les résultats expérimentaux de Joensuu et Riska (1989) caractérisés notamment par la périodicité de l'effort transmis au travers du contact. Ces différentes observations remettent en cause le rôle de la rupture non-simultanée de la glace comme mécanisme responsable de la fluctuation dans le temps de l'effort exercé par celle-ci sur une structure. La diminution de la pression moyenne de la glace avec l'augmentation de la taille du contact pourrait alors être expliquée par la dépendance de l'état de contrainte dans la glace avec l'aire du contact (Sanderson, 1988).

3.4 Fonctionnement de l'interface glace-structure, cas de l'indentation

3.4.1 Premières études sur le rôle de l'endommagement de la glace

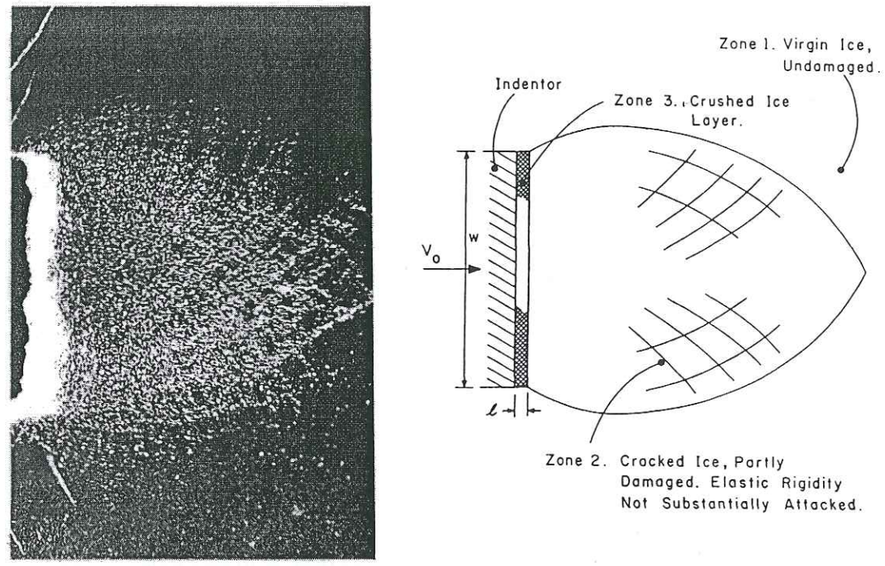


Figure 3.6. *Endommagement de la glace en amont du contact avec une structure et pulvérisation dans le contact : (a) photographie réalisée lors d'un essai en laboratoire ; (b) schématisation (d'après Jordaan et Timco, 1988).*

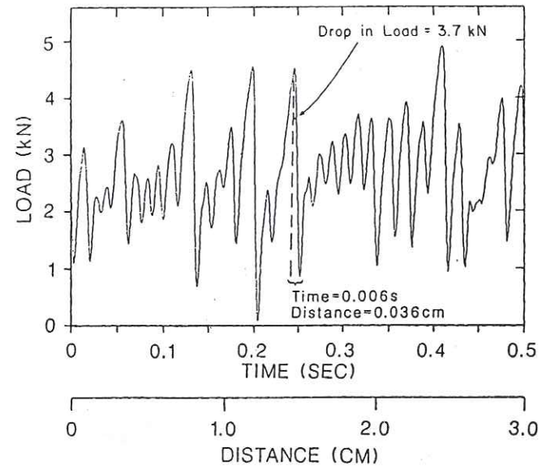


Figure 3.7. *Evolution de l'effort exercé par la glace sur un indenteur lors d'un essai de pénétration à vitesse constante réalisé en laboratoire. (d'après Jordaan et Timco, 1988).*

Timco et Jordaan (1987), et Jordaan et Timco (1988) ont réalisé des essais d'indentation de glace artificielle en poussant un indenteur plan de 63,5 mm de large au travers d'un couvert de

glace artificielle épais de 9 mm, à une vitesse de 60 mm.s^{-1}. Ils ont ainsi pu observer la fracture, puis la pulvérisation, de la glace en amont de l'indenteur (cf. Figure 3.6). La mesure de l'effort exercé par la glace sur l'indenteur montre que cet effort est dynamique (cf. Figure 3.7), avec deux fréquences prédominantes de 20 et 50 Hz. Timco et Jordaan (1987) attribuent la plus basse de ces deux fréquences à des phases de pulvérisation de la glace dans les zones les plus contraintes. La fréquence de 50 Hz est quant à elle attribuée à des phases supplémentaires de pulvérisation de glace ou a des phases de "nettoyage du contact". Ces travaux mettent en valeur le fait que c'est l'endommagement de la glace en amont de la structure qui contrôle la dynamique du processus d'interaction, l'extrusion de la glace pulvérisée se faisant de manière quasiment continue (cf. Figure 3.8).

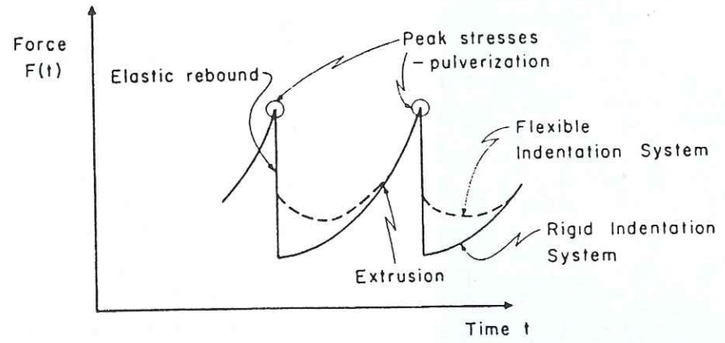


Figure 3.8. *Evolution schématique de la force exercée par la glace sur une structure au cours du temps et lien avec les mécanismes de rupture observés. Le pic d'effort correspond à la pulvérisation instantanée d'une couche de glace. L'extrusion de la glace pulvérisée se fait en continu (d'après Jordaan et Timco, 1988).*

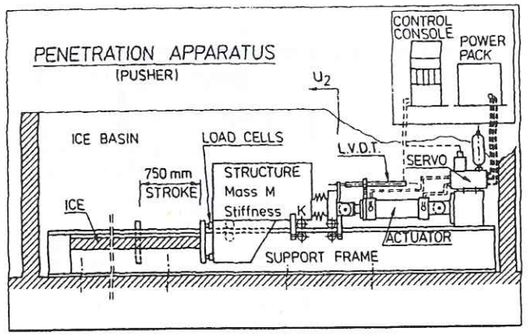


Figure 3.9. *Dispositif expérimental utilisé par Kärnä (1994) pour réaliser des essais d'indentation d'un couvert de glace en laboratoire.*

3.4.2 Etudes récentes : rôle de l'extrusion de la glace broyée

Plus récemment, Kärnä (1994) a réalisé des essais en bassin à glace qui consistaient à pousser un indenteur de 30 cm de large au travers d'une couche de glace modèle d'environ 10 cm d'épaisseur (glace columnaire artificielle formée à la surface du bassin d'essai). L'indenteur était monté sur un chariot mobile permettant d'imposer la vitesse de déplacement et de mesurer les efforts exercés par la glace sur l'indenteur (cf. Figure 3.9). En outre, Kärnä (1994)

a utilisé des cameras vidéo et des appareils photographiques à grande vitesse (470 images / seconde) pour observer la zone de contact (cf. Figure 3.10). Ses observations montrent que le mode de rupture principal de la glace est du type écrasement avec formation d'écailles. Les efforts résultants sont des efforts dynamiques, de fréquence voisine de 10 Hz. Gagnon et Molgaard (1991) avaient déjà observé ces mêmes phénomènes lors d'essais d'impact et d'indentation qui leur avaient en outre permis de mettre en évidence la présence d'eau liquide au niveau du contact. La présence de cette eau était due, selon eux, à la fonte de la glace, conséquence de l'abaissement du point de fusion sous la contrainte normale qui atteignait presque 100 MPa (l'abaissement du point de fusion est de l'ordre de 0,1°C par MPa).

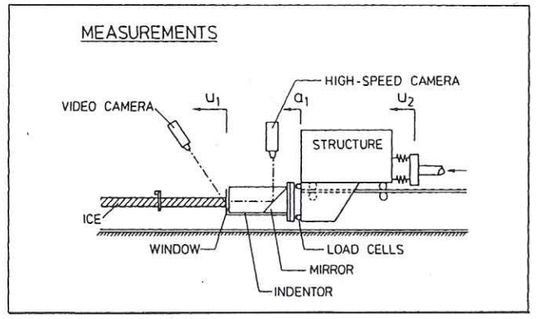


Figure 3.10. *Technique de visualisation de l'interface utilisée par Kärnä (1994).*

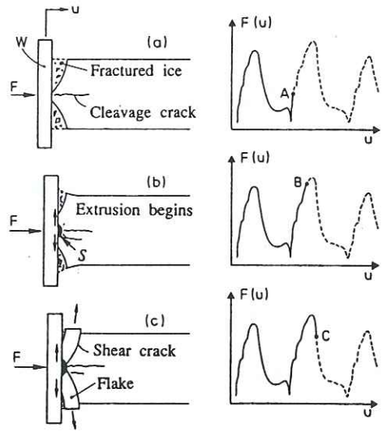


Figure 3.11. *Mécanisme d'écrasement de la glace en relation avec l'effort exercé sur l'indenteur (d'après Kärnä, 1994).*

Les observations réalisées par Kärnä (1994) montrent l'existence d'une ligne de contact entre l'indenteur et la couche de glace. Cette ligne de contact sépare deux zones où le contact se fait par l'intermédiaire d'une couche de glace pulvérisée (cf. Figure 3.11). Kärnä (1994) explique ses observations en invoquant un fonctionnement du contact différent de celui envisagé par Jordaan et Timco (1988). Selon lui, l'augmentation de l'effort correspond à une phase d'extrusion de glace broyée. Cette phase se poursuit jusqu'à la formation d'une écaille de glace et l'effort décroît alors brutalement. Ces observations sont en accord avec les essais réalisés

par Joensuu et Riska (1989), et Riska et al. (1990) (cités par Daley, 1992) qui montrent aussi au niveau de l'interface glace-structure une ligne brisée de contact glace vive - structure, avec présence d'écaillage au bord des blocs de glace. Ces expériences ne mettent pas en évidence l'endommagement de la glace en amont du contact. Tuhkuri (1995) confirme, lui aussi, les observations réalisées par Kärnä (1994). En réalisant des essais d'écrasement d'un coin de glace plus ou moins confiné contre une paroi plane, il a montré que le contact glace-plaque obtenu est du type de celui décrit par Kärnä (1994). Des coupes réalisées dans les coins de glace après essai montrent la configuration du contact (cf. Figure 3.12) : une ligne de contact entre la glace non endommagée et la structure est clairement visible. Elle est environnée, pendant l'essai, d'une couche de glace pulvérisée qui provient de la désagrégation des écailles de glace formées au cours de l'écrasement (Meaney et al., 1996, ont retrouvé ce type de configuration du contact en réalisant des essais d'indentation à moyenne échelle sur de la glace de mer). La couche de glace pulvérisée est plus ou moins compacte, et peut même transmettre des efforts importants dans le cas où le confinement imposé au contact est important. Tuhkuri (1995) insiste sur le rôle majeur du confinement sur la configuration du contact et sur les efforts développés.

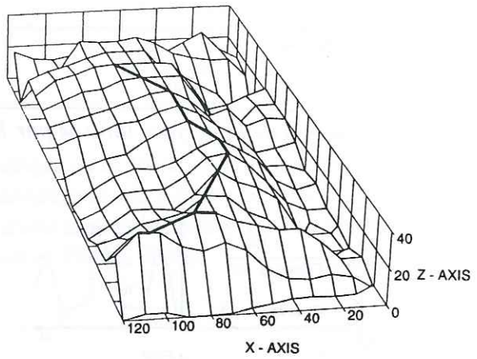


Figure 3.12. *Géométrie de la surface de la glace non endommagée à l'issue d'un essai d'indentation. Des écailles se sont formées sur le pourtour du bloc de glace. A la fin de l'essai, il ne subsiste plus qu'une ligne de contact entre le bloc de glace et l'indenteur (trait gras) (d'après Tuhkuri, 1995).*

3.4.3 Mise en évidence du rôle du frottement

Jordaan et Timco (1988) ont modélisé l'écoulement de glace broyée dans le contact en considérant la glace broyée comme un fluide visqueux newtonien. Leur étude a mis en évidence la nécessité de préciser la nature des conditions aux limites à appliquer aux interfaces glace broyée-structure et glace broyée-glace. Xiao et al. (1992) se sont intéressés au rôle du frottement dans l'extrusion de glace broyée. Un calcul par éléments finis, mené à partir d'une modélisation simple des essais de laboratoire réalisés par Spencer et al. (1992), leur a permis de tester différentes hypothèses concernant l'origine des fluctuations observées de la pression au sein d'un écoulement de glace broyée entre deux plateaux convergents. La variation du coefficient de frottement glace-paroi, due selon Xiao et al. (1992) à un phénomène de fonte sous pression de la glace, est l'une de ces hypothèses. Les résultats obtenus montrent que la variation du frottement dans le temps engendre la périodicité des efforts transmis au travers du contact. L'étude menée ne permet cependant pas d'attribuer

avec certitude ces fluctuations à la fonte sous pression de la glace. Sayed et Frederking (1992) et Savage et al. (1992) ont réalisé une étude similaire. Les premiers ont réalisé une série d'expériences consistant à écraser de la glace broyée entre deux plateaux parallèles à vitesse constante. Le caractère bidimensionnel de l'écoulement était assuré par un confinement latéral réalisé par des plaques de Plexiglas. La pression de la glace sur les plateaux était mesurée en différents points de l'écoulement, tandis que des observations visuelles étaient réalisées au travers des plaques de confinement latérales. Deux types de plateaux, lisses et rugueux, ont été utilisés. Les observations des mouvements de la glace au contact des parois montrent qu'il y a glissement au niveau du contact glace-plateau, notamment dans le cas des plateaux lisses (cf. Figure 3.13). Les essais réalisés avec des plateaux rugueux ont abouti à des efforts transmis plus importants qu'avec des plateaux lisses, ce qui montre que le frottement glace-paroi joue un rôle non négligeable dans les conditions d'extrusion.

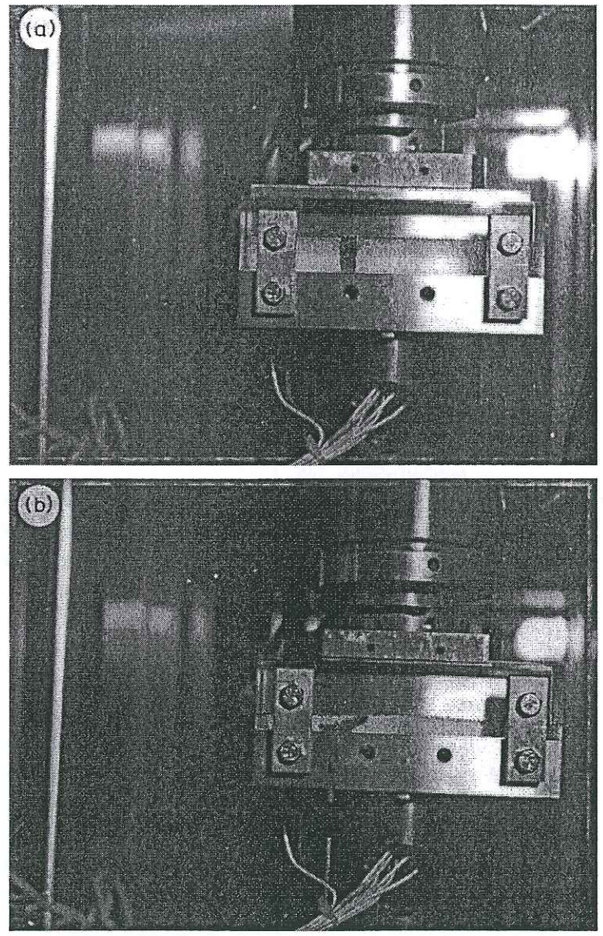


Figure 3.13. *Essai d'extrusion de glace broyée entre deux plateaux (d'après Sayed et Frederking, 1992). Le plateau du haut est rugueux, celui du bas est lisse. (a) une bande verticale de glace est teintée dans la masse avant l'essai ; (b) lors de l'extrusion cette bande se déforme et se déplace, mettant en évidence le glissement de la glace sur les plateaux.*

Ceci est d'ailleurs confirmé dans le cas des faibles contraintes, pour lesquelles Sayed et Frederking (1992) ont montré que l'écoulement bidimensionnel était perturbé par le frottement de la glace sur les plaques de confinement latéral. Savage et al. (1992) ont modélisé les expériences réalisées par Sayed et Frederking (1992). Leur étude confirme le rôle du frottement glace-paroi puisqu'ils constatent qu'une augmentation légère du frottement engendre une augmentation importante de la contrainte au centre du plateau (cf. Figure 3.14). Plus récemment, Singh et al. (1995) ont fait le même constat. La modélisation de l'extrusion de la glace broyée leur permet de tester l'adéquation de différentes lois de comportement pour la glace broyée (Mohr-Coulomb ou viscosité non linéaire) avec les résultats de Spencer et al. (1992). Au cours de leur étude, ils ont constaté qu'« un petit changement de la valeur du frottement engendre une différence d'un ordre de grandeur sur la pression calculée ».

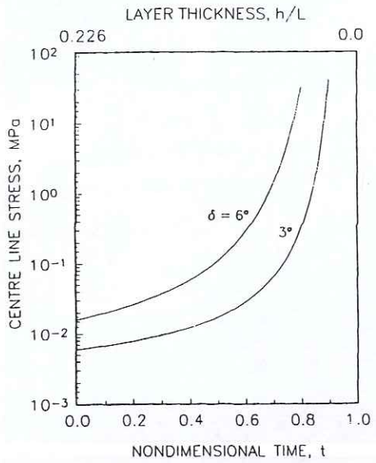


Figure 3.14. *Modélisation de l'extrusion de glace broyée entre deux plateaux parallèles. Influence du frottement sur la contrainte au centre des plateaux. L'augmentation du frottement glace-paroi induit une forte augmentation de la contrainte dans la glace (d'après Savage et al., 1992).*

Si le frottement glace-paroi contrôle, au moins en partie, l'écoulement de glace broyée dans le contact glace-structure, il semble qu'il a aussi un rôle à jouer dans la formation de cette glace broyée. Zou et al. (1996) se sont intéressés à la formation des écailles éjectées au cours de l'indentation de la glace par une structure. Leur analyse numérique, basée sur le modèle de Kendall (1978) amélioré par DeFranco et Dempsey (1990), montre que l'écaillage affecte principalement les zones faiblement confinées et les zones en traction. Zou et al. (1996) mentionnent le fait que les conditions de contact entre l'extrémité de l'écaille en formation et la structure, et en particulier le frottement, conditionnent le niveau de confinement et, donc affectent la formation des écailles.

3.5 Conclusion

L'analyse des différents travaux cités dans ce chapitre montre que le frottement joue un rôle non négligeable dans les interactions glace-structure. Certains auteurs remarquent d'ailleurs que les connaissances actuelles sur le frottement glace-structure sont insuffisantes pour pouvoir modéliser convenablement le contact glace-structure (Jordaan et Timco, 1988, Kärnä, 1994).

Chapitre 4
Le frottement glace-structure

4.1 Introduction

Après quelques définitions, ce chapitre donne une revue bibliographique des études menées sur le frottement glace-structure et des mécanismes susceptibles d'être mis en jeu au cours du frottement.

4.2 Généralités sur le frottement

4.2.1 La surface réelle de contact

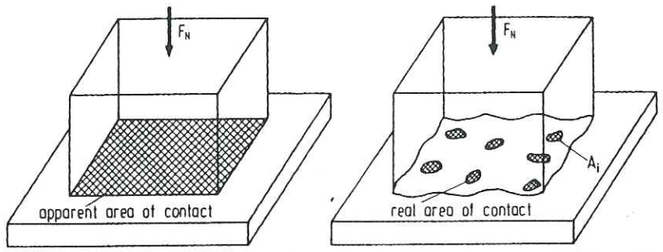


Figure 4.1. *Surface apparente de contact et surface réelle de contact (d'après Zum Gahr, 1987).*

Lorsque deux corps sont en contact, soumis à un effort les pressant l'un contre l'autre, des actions mécaniques s'exercent d'un corps sur l'autre. Elles sont transmises au travers de la surface de contact entre les deux corps. On peut définir deux surfaces de contact (Bowden et Tabor, 1950 ; Johnson, 1985 ; Zum Gahr, 1987) : la surface apparente de contact, ou surface nominale, qui est, à l'échelle macroscopique, la surface frontière entre les deux corps, et la surface réelle de contact, qui est la surface où il y a effectivement contact entre les deux corps (cf. Figure 4.1). L'aire de la surface réelle de contact (l'aire réelle de contact), du fait notamment des imperfections géométriques des surfaces des deux corps en contact, est une faible fraction de l'aire de la surface apparente de contact (l'aire apparente de contact). Elle correspond aux sommets des aspérités des surfaces des corps en contact. Dans le cas du contact acier-acier, Bowden et Tabor (1950) estiment que l'aire réelle de contact est égale à $1/200^{ème}$ de l'aire apparente de contact pour une contrainte normale nominale de 5 MPa, et à $1/100000^{ème}$ de l'aire apparente de contact pour une contrainte normale nominale de 0,01 MPa. La contrainte nominale est la contrainte exercée au niveau du contact calculée en prenant en compte l'aire apparente de contact. La contrainte normale réelle au niveau des points de contact est donc largement supérieure à la contrainte normale nominale.

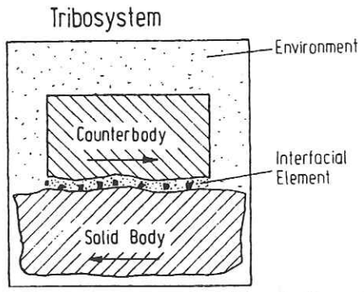


Figure 4.2. *L'interface entre deux corps en contact (d'après Zum Gahr, 1987).*

L'aire réelle de contact est fonction de la géométrie des deux corps en contact. Elle est aussi fonction des efforts transmis au travers du contact et des caractéristiques mécaniques des corps en présence. A titre d'exemple, Johnson (1985) propose la relation suivante pour la contrainte normale réelle au niveau du contact entre deux matériaux élasto-plastiques :

$$p_m = cY \qquad (4.1)$$

où Y est la (contrainte) limite élastique du matériau le moins résistant, et c une constante fonction de la forme et de la taille des aspérités de la surface de contact (c est en général voisin de 3). Il en résulte que l'aire A_r de la surface réelle de contact est donnée par :

$$A_r = \frac{F_n}{p_m} = \frac{F_n}{cY} \qquad (4.2)$$

où F_n est la force normale transmise au travers du contact.

4.2.2 Notions de tribologie

Cette description de l'interface de contact reste assez simpliste dans la mesure où elle suppose l'intégrité des deux corps en présence au cours du contact. Elle peut être très éloignée de la réalité puisqu'elle n'intègre pas les modifications subies par les corps en contact lors du frottement. Durant ces dernières décennies, la tribologie a modifié la vision que l'on avait de l'interface entre deux corps en contact. D'une définition géométrique, celle de la surface réelle de contact de Bowden et Tabor (1950), on est passé à une définition plus réaliste, basée sur l'état de la matière. Ainsi, Zum Gahr (1987) distingue les deux éléments en contact et un troisième élément, dit élément interfacial (cf. Figure 4.2). Ce dernier est un élément tampon qui empêche en partie les contacts directs entre les deux éléments en contact. Il est constitué de particules solides (particules issues de l'usure des corps en présence ou lubrifiant solide) ou de fluides. Berthier et al. (1989) (voir aussi Godet, 1990 et Berthier, 1990) précisent cette conception du contact entre deux corps solides. Dans le cas d'un contact sec (sans lubrifiant), ils définissent l'interface de contact non pas comme la surface qui sépare les deux corps en contact, mais comme le volume de matière subissant directement les effets des interactions mécaniques de contact. Cette analyse amène à distinguer les premiers corps (la matière constituant les corps macroscopiquement en contact) du troisième corps formé par la matière arrachée aux premiers corps. A la frontière entre les premiers corps et le troisième corps, Berthier et al. (1989) situent deux écrans. Ces écrans résultent des propriétés de surface particulières des premiers corps (couches d'oxydes dans le cas des métaux par exemple). Cela permet donc de partager l'interface en cinq sites S_i (cf. Figure 4.3).

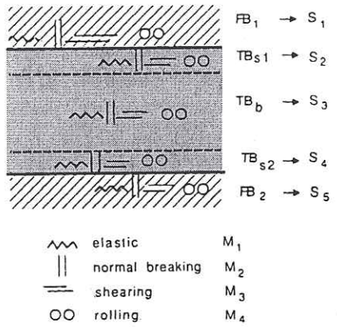


Figure 4.3. *Les cinq sites définis par Berthier (1990) et les différents mécanismes de déformation de l'interface.*

Des observations fines de l'interface, généralement réalisées au microscope électronique à balayage, montrent que chacun des différents sites du contact (premiers corps, troisième corps et écrans) est sujet à différents types de mécanismes de déformation. Berthier et al. (1989) en inventorient quatre : déformation élastique, déformation plastique, fissuration et formation de

rouleaux. C'est la connaissance des différents mécanismes de déformation impliqués aux différents sites de l'interface qui définit le fonctionnement du contact (cf. Figure 4.3). Berthier et al. (1989), tout comme Zum Gahr (1987), remarquent que ces différents mécanismes peuvent cohabiter au sein du contact et varier dans le temps et, d'autre part, que le fonctionnement du contact dépend aussi de son environnement (principalement : physico-chimie du milieu ambiant et degré de confinement du troisième corps) et de sa cinématique.

4.2.3 Terminologie et notations

Nous allons nous intéresser dans la suite au frottement de la glace sur différents matériaux. Avant d'aller plus loin, il importe de définir un certain nombre de termes ainsi que quelques notations.

4.2.3.1 Terminologie

Dans la suite, nous parlerons de contact ou de frottement matériau 1 - matériau 2 (par exemple : frottement glace-béton) : les matériaux 1 et 2 sont les premiers corps au sens défini au paragraphe précédent, et nous les nommerons parfois plus simplement « les corps ». Nous parlerons de frottement lorsqu'il y aura simultanément contact et glissement relatif entre les deux premiers corps. Le terme de contact sera substitué au terme de frottement dans le cas où il n'y a pas glissement relatif ou dans le cas où l'existence de frottement est sans importance. Le terme interaction regroupera l'ensemble des phénomènes physiques mis en jeu lors du contact et impliquant les premiers corps.

Dans tous les cas, nous définissons par interface le volume de matière subissant directement les conséquences des interactions entre les deux corps. L'interface est donc composée de la matière des premiers corps au voisinage de la surface de contact, et éventuellement des différentes particules d'usures qui forment le troisième corps au sens défini par Berthier et al. (1989).

Les interactions entre deux corps sont caractérisées par des efforts exercés par un corps sur l'autre, par l'intermédiaire de l'interface. Ces efforts sont appelés efforts de contact ou efforts de frottement. Dans le cas du frottement, les interactions entre deux corps sont aussi caractérisées par la vitesse de déplacement d'un corps par rapport à l'autre. Cette vitesse relative est appelée vitesse de glissement ou vitesse de frottement. Il arrivera parfois, lorsqu'il n'y aura aucune ambiguïté, que l'on parle simplement de vitesse et d'efforts à la place de vitesse de glissement et d'effort de contact ou de frottement.

4.2.3.2 Notations

Bowden et Tabor (1950) définissent, pour le contact entre deux corps, la surface apparente de contact et la surface réelle de contact. Nous noterons :

- A , l'aire de la surface apparente de contact.
- A_r , l'aire de la surface réelle de contact.

Les efforts transmis d'un corps à l'autre au travers de l'interface seront classiquement décomposés en deux composantes F_n et F_t :

- F_n (effort normal) est la composante normale à la surface de contact de l'effort transmis au travers du contact.
- F_t (effort tangentiel) est la composante tangente à la surface de contact de l'effort transmis au travers du contact.

Avec ces notations, on définit les grandeurs suivantes :

- σ_n : contrainte normale nominale dans le contact

$$\sigma_n = \frac{F_n}{A} \tag{4.3}$$

- σ_t : contrainte tangentielle nominale dans le contact

$$\sigma_t = \frac{F_t}{A} \tag{4.4}$$

- μ : coefficient de frottement de Coulomb (ou plus simplement coefficient de frottement)

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} = \frac{\sigma_t}{\sigma_n} \tag{4.5}$$

σ_n et σ_t sont les moyennes, sur la surface apparente de contact, des contraintes réelles au niveau de l'interface.

Enfin, on notera V la vitesse de glissement dans le cas des contacts avec frottement. Lorsque V est non nulle, le coefficient de frottement sera nommé coefficient de frottement dynamique. Lorsque V est nulle, ce même coefficient de frottement sera nommé coefficient de frottement statique. Le terme de coefficient de frottement, sans précision supplémentaire, se rapporte au coefficient de frottement dynamique.

4.3 Essais de frottement glace-matériau

Nous allons nous intéresser maintenant à différents essais réalisés dans le domaine du frottement glace-matériaux.

4.3.1 Différents domaines d'étude , différentes expériences

Des essais de frottement de la glace sur différents types de matériaux ont été réalisés régulièrement, mais en peu grand nombre, depuis le début du siècle. Les premières expérimentations ont concerné d'abord l'étude du glissement des skis et des patins à glace (Bowden et Hughes, 1939 ; Bowden, 1953 ; Niven, 1959). Ce type d'étude s'est poursuivi jusqu'à récemment (Evans et al., 1976 ; Kuroiwa, 1977 ; Itagaki et Huber, 1992) et à été complété par des études plus fondamentales sur le frottement de la glace (Raraty et Tabor, 1958 ; Barnes et al., 1971 ; Tusima, 1977 ; Tusima, 1978 ; Oksanen et Keinonen, 1982). Ces études concernent des conditions de frottement à vitesses élevées, en général supérieures à 1 $m.s^{-1}$. Dans le domaine des faibles vitesses, quelques études du frottement de la glace ont été faites, qui intéressent la géophysique (Chadbourne et al., 1975 ; Budd et al., 1979 ; Beeman et al., 1988). Ces dernières décennies, sous l'impulsion du développement des transports maritimes et de l'industrie pétrolière en zones polaires, des études ont été réalisées sur le frottement glace - coque de navire (Calabrese et al., 1980 ; Tabata et Tusima, 1981 ; Slotfeldt-Ellingsen et Torgersen, 1983 ; Forland et Tatinclaux, 1985 ; Akkok et al., 1987 ; Enoki et al., 1990) et sur le frottement de la glace dans les conditions d'interaction avec une structure (Saeki et al, 1986 ; Shapiro et Metzner, 1987 ; Jones et al., 1991).

Toutes ces expériences ont été réalisées dans des conditions très variées. Généralement, il s'agit d'essais dans lesquels un patin de glace se déplace horizontalement, à vitesse imposée, sur un support d'un matériau donné (ce support pouvant dans certains cas être de la glace). Ce patin de glace est pressé contre le matériau sur lequel il frotte avec une charge normale imposée. La surface de contact est le plus souvent plane. Dans ces conditions, on mesure

l'effort tangentiel nécessaire pour maintenir le glissement et on en déduit la valeur du coefficient de frottement. Les différents montages utilisés pour caractériser le frottement de la glace sont illustrés par la Figure 4.4.

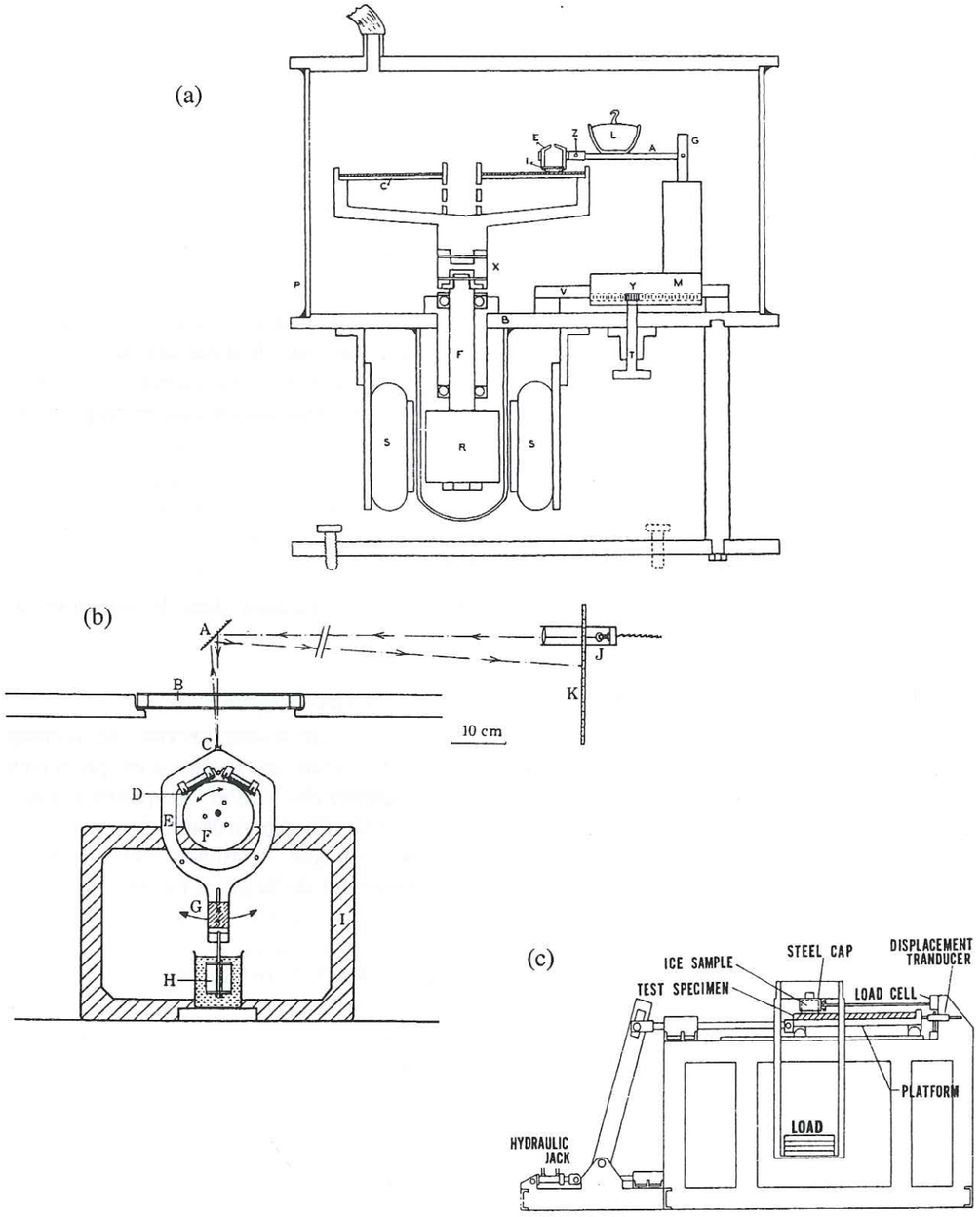


Figure 4.4. *Montages utilisés pour caractériser le frottement de la glace. (a) : patin de glace frottant sur un disque de glace en rotation (Bowden et Hughes, 1939); (b) : éprouvette de glace sur une plaque d'acier en translation (Saeki et al., 1986) ; (c) : patin d'acier sur un cylindre de glace en rotation (Evans et al., 1976).*

4.3.2 Différents paramètres d'études

Nous avons consigné dans le Tableau 4.1. (pages 41 à 45) les conditions d'essai et les principaux résultats des études citées au paragraphe précédent. Nous y avons ajouté les études réalisées par Enkvist (1972), Ryvlin (1973) et Vance (1980), qui sont succinctement résumées par Forland et Tatinclaux (1985). Les conditions d'essais sont précisées lorsqu'elles sont nettement différentes des conditions courantes décrites au paragraphe précédent. Le Tableau 4.1 donne les valeurs des principaux paramètres jouant un rôle non négligeable dans le frottement, relevées dans la littérature. Ces paramètres, définis par Forland et Tatinclaux (1985), sont les suivants :

- configuration de l'essai.
- glace (type, orientation, dureté).
- matériau interagissant (type, rugosité de la surface).
- vitesse de frottement.
- contrainte normale au niveau de l'interface.
- température.

Pour chaque paramètre le Tableau 4.1 indique sa gamme de variation ainsi que l'effet de sa variation sur le frottement. La colonne « coefficient de frottement » donne la fourchette dans laquelle s'est situé le coefficient de frottement lors des essais. Enfin, la dernière colonne du tableau donne des indications supplémentaires sur les essais et leurs résultats. Il est bien entendu que ce tableau récapitulatif ne permet pas de faire ressortir dans le détail les travaux cités. Il est cependant suffisant, dans un premier temps, pour permettre une première analyse du contact glace-matériau.

4.3.3 Premières analyses

4.3.3.1 Généralités

Les travaux résumés dans le Tableau 4.1 couvrent des domaines de vitesses, de charges normales, de températures et de rugosités très larges. Les valeurs extrêmes de ces différents paramètres sont les suivantes :

- vitesses : de 10^{-8} à 10 $m.s^{-1}$
- contraintes normales : de 0,87 kPa à quelques dizaines de MPa (compression uniaxiale), et même 300,8 MPa (essai triaxial avec une pression isostatique de 250 MPa).
- températures : de 0°C à -196°C (la plupart des températures étant comprises entre 0°C et - 40°C).
- rugosités : de 0,2 µm à 90 µm. Pour de nombreux essais, la rugosité n'est pas définie. Elle est dans ce cas très faible (support supposé parfaitement lisse), sauf pour les essais de Shapiro et Metzner (1987) ou elle est, cette fois-ci, probablement importante (c'est la rugosité des galets).

Les matériaux en contact avec la glace sont très variés. On trouve des matériaux métalliques (acier, aluminium, cuivre, laiton), des matériaux minéraux (granit, verre, roches volcaniques, béton, glace, ...) et des matériaux de synthèses (polymères, peintures, ...). Différents types de glace ont aussi été testés (glace équiaxe, glace columnaire et glace de mer, naturelles ou artificielles).

Notons que peu de travaux ont été réalisés sur le frottement glace-béton : seuls Budd et al. (1979) et Saeki et al. (1986) s'y sont intéressés (ainsi que Barnes et al., 1971 et Shapiro et Metzner, 1987, si on considère les roches comme proches du béton). De plus, ils n'ont pas

toujours été faits dans le cadre d'étude des interactions glace-structure (Budd et al., 1979, et Shapiro et Metzner, 1987, travaillaient à 0°C, alors que la température moyenne des glaces dérivantes est plutôt comprise entre -5 et -15°C), ou bien ils manquent de détails (Barnes et al., 1971, ne mentionnent pas les contraintes normales appliquées).

4.3.3.2 Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement

Dans leur grande majorité, les travaux cités dans le Tableau 4.1 montrent que le coefficient de frottement de la glace est fonction décroissante de la vitesse, lorsque celle-ci excède 0,1 $mm.s^{-1}$, et cela, quel que soit le type de glace et le type de matériau en contact avec la glace. Seuls Bowden et Hughes (1939), Itagaki et Huber (1992), Forland et Tatinclaux (1985), Vance (1980) et Oksanen et Keinonen (1982) observent une évolution inverse. Il semble qu'il faut l'attribuer à la présence dans le contact d'un film d'eau liquide dont l'épaisseur est d'autant plus grande que la température est proche du point de fusion de la glace (Bowden et Hughes, 1939, Forland et Tatinclaux, 1985, et Oksanen et Keinonen, 1982, travaillent à des températures supérieures à -2°C). Le frottement résulte alors du cisaillement de la couche fluide et est fonction croissante de la vitesse. D'ailleurs, Oksanen et Keinonen (1982) ont réalisé une partie de leurs essais à des températures inférieures à -2°C et, dans ces conditions, ils trouvent que le coefficient de frottement est une fonction décroissante de la vitesse.

Pour les vitesses inférieures à 0,1 $mm.s^{-1}$, le coefficient de frottement est une fonction croissante de la vitesse. L'évolution du coefficient de frottement avec la vitesse présente donc un maximum, obtenu pour des vitesses très variables suivant le type de matériau en contact avec la glace et suivant la température. Pour les aciers et les plastiques, ainsi que pour le granit, ce maximum se situe entre 0,1 $\mu m.s^{-1}$ et 0,1 $mm.s^{-1}$ (cf. Figure 4.5 les cas du laiton et du granit). Pour le frottement glace-béton, les résultats de Budd et al. (1979) et Saeki et al. (1986) donnent un maximum du coefficient de frottement de l'ordre de 0,3 obtenu pour une vitesse de glissement comprise entre 1 et 10 $mm.s^{-1}$ (les résultats de Saeki et al., 1986 sont obtenus à -8°C, sous une contrainte normale de 200 kPa).

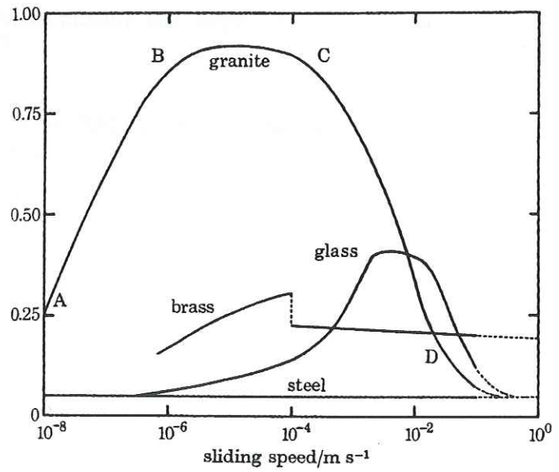


Figure 4.5. *Influence de la vitesse sur le coefficient de frottement. Essais réalisés avec de la glace polycristalline à -11,75 °C (d'après Barnes et al., 1971).*

4.3.3.3 Influence de la contrainte normale sur le coefficient de frottement

A l'exception de Bowden (1953), Calabrese et al. (1980) et Saeki et al. (1986), qui trouvent que le frottement de la glace vérifie la loi d'Amonton (ou loi de Coulomb : le coefficient de frottement est indépendant de la contrainte normale), les différents auteurs cités constatent une diminution du coefficient de frottement lorsque la contrainte normale nominale augmente (cf. Figure 4.6). En général, la baisse du coefficient de frottement avec l'augmentation de la contrainte normale nominale est d'autant plus forte que la contrainte normale est faible. Remarquons que Chadbourne et al. (1975) et Tusima (1977) observent une augmentation du coefficient de frottement avec la charge normale. Cependant, les essais de Chadbourne et al. (1975) sont très particuliers (glissement libre de la glace sur un support plan incliné) et réalisés avec de la glace fondante. Quant à Tusima (1977), il a réalisé des essais de frottement entre une sphère d'acier et un monocristal de glace : si le coefficient de frottement augmente avec la charge normale exercée sur la sphère, il n'est pas certain que l'on observe la même évolution pour la contrainte normale, puisque l'aire de contact varie avec la charge normale.

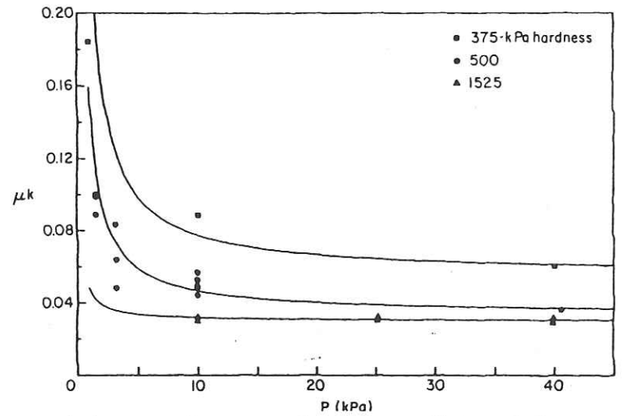


Figure 4.6. *Influence de la contrainte normale sur le coefficient de frottement (glace - acier, vitesse de glissement 10 $cm.s^{-1}$, température -1°C ; d'après Forland et Tatinclaux, 1985).*

4.3.3.4 Influence de la température sur le coefficient de frottement

Presque tous les auteurs observent une augmentation du coefficient de frottement lorsque la température diminue. Certains (Kuroiwa, 1977 et Tusima, 1977) observent en outre que le coefficient de frottement augmente à nouveau lorsque la température se rapproche de 0°C, ce qui conduit à un minimum du coefficient de frottement pour des températures voisines de -5°C (-2°C pour Kuroiwa, 1977 et -7°C pour Tusima, 1977, cf. Figure 4.7). Seuls Itagaki et Huber (1992) constatent une augmentation du coefficient de frottement quand la température diminue, pour les plus fortes rugosités qu'ils ont testées, mais leurs essais ont probablement été effectués à des températures supérieures à celle correspondant au minimum du frottement.

4.3.3.5 Influence de la rugosité sur le coefficient de frottement

Tous les travaux cités, à l'exception de ceux de Ryvlin (1973), montrent que le coefficient de frottement augmente avec la rugosité (cf. Figure 4.8). Nous ne possédons malheureusement que peu d'informations sur le travail de Ryvlin (1973), publié en russe. Les renseignements dont nous disposons sont issus d'un récapitulatif réalisé par Forland et Tatinclaux (1985) à

partir d'une traduction en anglais, document interne du Cold Regions Research and Engineering Laboratory de l'armée américaine.

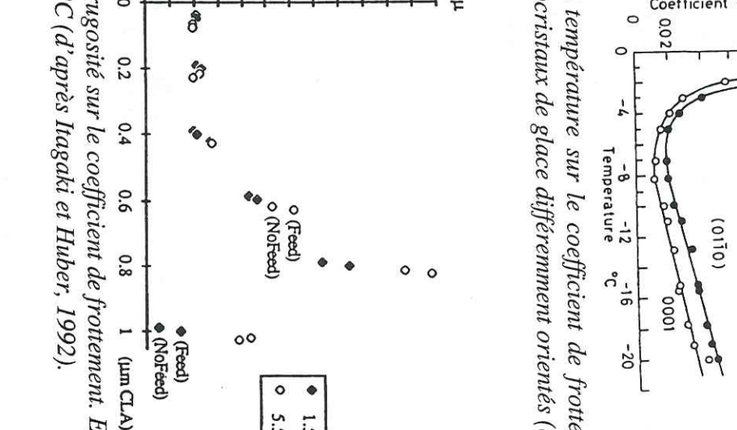


Figure 4.7. *Influence de la température sur le coefficient de frottement. Frottement d'une bille d'acier sur des monocristaux de glace différemment orientés (d'après Tusima, 1977).*

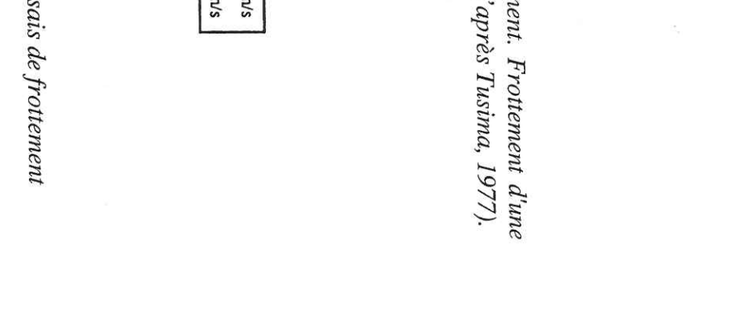


Figure 4.8. *Influence de la rugosité sur le coefficient de frottement. Essais de frottement acier-glace réalisés à -5°C (d'après Itagaki et Huber, 1992).*

Tableau 4.1 : *Résultats obtenus par différents auteurs sur le frottement glace-structure.*

publication	type de contact	surface de contact	rugosités	vitesses	charges ou contraintes normales	températures	coefficient de frottement	notes
Akkok et al. (1987)	patin de glace / (acier / verre / nylon) et inversement	idem Calabrese et al. (1980)	non mentionnée mais quasiment nulle	0,05 et 5 $m.s^{-1}$ μ diminue quand V augmente (dans le régime de contrôle thermique)	30 / 75 / 150 N sur patin de diamètre 70 mm ou 112 mm μ diminue quand la charge augmente	-10 / -20 / -30°C μ augmente quand la température diminue	0,01 à 0,4	calcul de l'échauffement de la glace par la théorie de Block (concept du contrôle thermique)
Barnes et al. (1971)	glace / (laiton, verre, granit, acier) Cône de glace écrasé / plaque	les variations de la surface apparente de contact ne changent pas μ	non mentionnée mais quasiment nulle	10^{-8} à 10^{-1} $m.s^{-1}$ évolution avec V de type courbe en cloche : fluage à basse vitesse, film liquide du à l'échauffement à haute vitesse, écoulement plastique et fracture à vitesse intermédiaire	314 à 1177 N	0 à -18,5°C μ augmente quand la température diminue	0,05 à 0,9	le fluage secondaire n'explique pas seul la résistance au frottement. recristallisation observée sur monocristal
Beeman et al. (1988)	glace / glace	plan / plan, 7,2 cm^2 triaxial sur cylindre entaillé à 45°	non mentionnée mais quasiment nulle	1,8 / 0,18 / 0,018 $mm.min^{-1}$ pas d'influence significative sur μ	4,5 à 300 MPa μ diminue quand σ_n augmente	-196 / -183 / -158°C μ augmente quand la température diminue	0,1 à 1	il y a toujours stick -slip
Bowden (1953)	patin (aluminium, PTFE, nylon, térylène) / glace	plan / plan, 75,4 cm^2	non mentionnée mais quasiment nulle	3 $cm.s^{-1}$ et 5 $m.s^{-1}$	1,3 à 13 kPa la loi d'Amonton est vérifiée (μ = constante)	-4 et -10°C μ augmente quand la température diminue	0,06 à 0,4	
Bowden et Hughes (1939)	glace / glace	plan / plan, 0,02 à 3,1 cm^2 les variations de la surface apparente de contact ne changent pas μ	non mentionnée mais quasiment nulle	400 $cm.s^{-1}$ pour les plus faibles vitesses μ diminue quand la vitesse de glissement augmente	0 à 600 g μ diminue quand la charge augmente	presque 0 / -3,3 / -27,5°C μ augmente quand la température diminue	0,03 à 0,06	théorie de fonte par échauffement dû au frottement
	patin (laiton ou ébonite) / glace	plan / plan, 0,75 cm^2	non mentionnée mais quasiment nulle	400 $cm.s^{-1}$	130 g	0 à -80°C μ augmente quand la température diminue	0,04 à 0,16	μ augmente quand la conductivité thermique augmente
Budd et al. (1979)	patin de glace tempérée / (béton, granit, roches volcaniques)	plan / plan, 130 à 700 cm^2	R_a = 0,003 mm (béton lisse) R_a = 0,09 mm (granit rugueux) μ augmente avec la rugosité	0,01 à 10 $mm.min^{-1}$ μ est proportionnelle à la vitesse	350 à 4000 kPa μ diminue quand σ_n augmente	glace à 0°C dans bassin d'eau à 0°C	0,008 à 0,06 (béton lisse) 0,03 à 0,26 (granit rugueux)	

Tableau 4.1 (suite) : *Résultats obtenus par différents auteurs sur le frottement glace-structure.*

publication	type de contact	surface de contact	rugosités	vitesses	charges ou contraintes normales	températures	coefficient de frottement	notes
Calabrese et al. (1980)	acier / glace	plan / plan, environ 15 cm²	1 à 6 µm µ augmente quand la rugosité augmente	250 à 5800 mm.min^{-1} µ diminue quand V augmente	60 à 600 kPa pas d'effet sensible sur µ	-1 à –25°C µ augmente quand la température diminue (forte variation pour T > -8°C : soit l'adhésion et la résistance au cisaillement chute soit la résistance de la glace chute quand T > -7°C	0,02 à 0,1	pas d'effet significatif de l'humidité relative sur le frottement quelques essais d'adhésion : le temps de contact doit dépasser 10 min pour que le coefficient de frottement statique commence à augmenter
Chadbourne et al. (1975)	glace fondante / verre dépoli	plan / plan, 9,6 cm² glissement de la glace sur un plan incliné	variable mais très faible (quelques 10ème de micromètre) µ augmente avec la rugosité	1 à 1000 µm.s^{-1} la vitesse dépend de la charge normale et de l'inclinaison du plan de glissement	quelques centaines de kPa µ augmente quand la charge augmente (µ est presque constant au delà 2 à 3 bars)	0°C	non défini	V diminue quand la porosité du support augmente
Enkvist (1972)	(acier, aluminium) / glace			0,25 à 1,25 m.s^{-1} pas d'effet sensible sur µ	µ diminue quand σ_n augmente (1,3 < σ_n < 16 kPa) µ constant quand σ_n > 16 kPa	-5°C		
Enoki et al. (1990)	plateau d'acier / glace	plan / plan, surface apparente de contact d'environ 100 cm²	non mentionnée mais quasiment nulle	non mentionnée	quelques Mpa µ diminue quand σ_n augmente	-10 / -20 / -30°C µ augmente quand la température diminue	0,05 à 0,12	le frottement mesuré est dû au frottement sur la surface de contact (frottement « réel ») et à l'action de la glace arrachée sur la face avant du patin
Evans et al. (1976)	patin (acier, cuivre, Perspex) / glace balancelle sur cylindre rotatif de glace	cylindre / cylindre (axes perpendiculaires) aire de contact de l'ordre de 1 mm²	non mentionnée mais quasiment nulle	0,2 à 10 m.s^{-1} µ est proportionnelle à $V^{-1/2}$	5 à 20 N µ diminue quand la charge augmente	-1 à –15°C µ augmente quand la température diminue	< 0,06	usure rapide de la trace de frottement entre 0 et -1°C

Tableau 4.1 (suite) : *Résultats obtenus par différents auteurs sur le frottement glace-structure.*

publication	type de contact	surface de contact	rugosités	vitesses	charges ou contraintes normales	températures	coefficient de frottement	notes
Forland et Tatinclaux (1985)	glace / (acier, aluminium) et (acier, aluminium) / glace	test de l'influence de la configuration du contact pas d'effet sur µ de la surface apparente de contact (16 à 400 cm²)	0,35 à 7,07 µm µ augmente quand la rugosité augmente	5 à 25 cm.s^{-1} µ augmente quand V augmente (attribué à la présence d'un film d'eau liquide)	1 à 40 kPa $\sigma_t = \mu \cdot \sigma_n + C$ µ augmente quand la dureté de la glace diminue	-1,5°C	0,02 à 0,2	faible effet de l'orientation des colonnes cristallines de la glace sur le frottement
Itagaki et Huber (1992)	patin acier / glace	cylindre / cylindre (axes perpendiculaires) aire de contact de l'ordre du mm²	0,21 / 0,43 / 0,61 / 1,08 µm µ augmente quand la rugosité augmente	1,5 et 5,5 m.s^{-1} µ augmente quand V augmente, surtout sur aux fortes rugosités	autour de 32 MPa	-5 / -10 / -15°C pas d'échauffement détecté de la surface du patin µ diminue quand la température diminue (aux fortes rugosités)	0,02 à 0,11	différents essais et différents résultats imputés à des différences de conditions de contact, de chargement, de recirculation des particules d'usure, ...
Jones et al. (1991)	glace de mer artificielle / glace de mer artificielle	plan / plan, 25 cm² surface de contact verticale	non mentionnée mais quasiment nulle	0,06 à 600 mm.min^{-1} stick / slip pour V > V_{seuil} évolution avec V de type courbe en cloche, le maximum est attribué à la chute des caractéristiques mécanique de la glace suite à son échauffement	17,8 kPa	-3 / -10 / -20 / -40°C µ augmente quand la température diminue (sauf peut être pour V < 0,1 mm.min^{-1})	0,05 à 0,7	pas d'influence significative de la saumure présence de petites gouttes regelée dans la trace sur la glace d'eau douce (pour V > 0,01 m.s^{-1} à -3°C, pour V > 0,05 m.s^{-1} à -10°C)
Kuroiwa (1977)	surtout frottement ski / neige, mais aussi patin à glace / glace	mesure de la distance d'arrêt d'une masse lancée sur une patinoire	non mentionnée mais quasiment nulle	1,5 m.s^{-1} (vitesse initiale)	contraintes équivalentes à celles mesurées sous un ski ou un patin à glace	µ minimum pour une température de -1 à -3°C µ augmente quand la température diminue (T < -3°C)	0,02 à 0,032 (ski / neige) non mentionné pour patin / glace	
Niven (1959)	acier / glace	plan / plan, 1,6 cm²	non mentionnée mais quasiment nulle	non mentionnée	94 à 560 kPa µ diminue quand σ_n augmente	-2°C / -17°C µ augmente quand la température diminue	0,003 à 0.045	remise en cause de l'existence d'un film d'eau liquide le frottement est justifié par l'analyse des liaisons moléculaires

Tableau 4.1 (suite) : *Résultats obtenus par différents auteurs sur le frottement glace-structure.*

publication	type de contact	surface de contact	rugosités	vitesses	charges ou contraintes normales	températures	coefficient de frottement	otes
Oksanen et Keinonen (1982)	glace / glace	plan / plan, 115 cm²	non mentionnée mais quasiment nulle	0,5 / 1 / 2 / 3 m.s^{-1} μ diminue quand V augmente (-15°C) ; μ augmente quand V augmente (-1°C)	0,87 / 2,6 / 3,9 kPa μ diminue quand σ_n augmente	-1 / -5 / -15°C μ augmente quand la température diminue (faibles vitesses) μ diminue quand la température diminue (fortes vitesses)	0,006 à 0,052	aux fortes vitesses : frottement lubrifié par film d'eau liquide
Raraty et Tabor (1958)	acier / glace quelques essais de frottement, mais la plus grande partie du travail concerne l'adhésion	sphère d'acier sur plaque de glace surface de contact de quelques mm^{-2}	non mentionnée mais quasiment nulle	non mentionnée	non mentionnée	0 à -30°C μ augmente quand la température diminue	non mentionné	l'adhésion augmente avec la température (jusqu'à -7°C, au delà elle est à peu près constante)
Ryvlin (1973)	acier / glace	plan / plan	μ diminue quand la rugosité augmente	pas d'effet sur μ	μ diminue quand σ_n augmente ($\sigma_n < 10$ kPa) μ constant quand $\sigma_n > 10$ kPa			la présence d'eau dans le contact n'a pas d'effet sur μ
Saeki et al. (1986)	glace de mer (diamètre de grain : 8 à 12 mm) / béton et acier	cylindre de glace (diamètre : 4,5 / 10 / 15 cm, hauteur : 10 cm) sur plaque : plan / plan, 15,9 / 78,5 / 176,7 cm^2 les variations de la surface apparente de contact ne changent pas μ	béton : R_a = 0,023 / 0,032 / 0,002 mm acier: R_a micrométrique μ augmente quand la rugosité augmente	0,01 à 100 cm.s^{-1} μ diminue quand V augmente	0,1 à 1,1 MPa pas d'influence sur μ	-1 à -9 °C peu d'influence (μ augmente légèrement quand la température diminue)	béton : 0,05 à 0,3 acier : 0,05 à 0,1	l'orientation cristalline est peu influente (μ est légèrement plus faible quand les colonnes cristallines sont perpendiculaires à la surface de frottement) frottement de type loi de Mohr-Coulomb avec C = 0 pas d'influence de l'eau à l'interface
Shapiro et Metzner (1987)	glace de mer probablement à 0°C / galets non gelés	traction d'un petit iceberg sur une plage de galet plan / plan, environ 6 m^2	importante mais inconnue	0,3 m.s^{-1}	20 et 11,5 kPa	probablement 0°C ou légèrement inférieure	0,4 à 0,55	

Tableau 4.1 (suite) : *Résultats obtenus par différents auteurs sur le frottement glace-structure.*

publication	type de contact	surface de contact	rugosités	vitesses	charges ou contraintes normales	températures	coefficient de frottement	notes
Slotfeldt-Ellingsen et Torgersen (1983)	patin polyéthylène sur neige et glace broyée (diamètre de grain : 0,5 mm)	plan / plan, 150 cm^2	non mentionnée mais quasiment nulle	0,3 m.s^{-1}	667 kPa	0 à -25°C μ augmente quand la température diminue (T < -5°C) μ minimum pour -5°C	neige : 0,08 à 0,14 glace : idem +10%	très légère influence de l'eau liquide (μ diminue quand la teneur en eau augmente jusqu'à 0,1%, au delà μ augmente) le film d'eau ne semble pas expliquer le faible frottement qui semble plutôt dû aux changement de propriétés mécanique de la glace avec la température
Tabata et Tusima (1981)	glace de mer / revêtements type brise-glace (acier inoxydable, Téflon, polymères, peintures marines polaires)	plan / plan, 44 cm²	micrométrique sur acier μ augmente avec la rugosité, effet de labourage suggéré	4,8 à 120 mm.min^{-1} μ diminue quand V augmente, surtout sur plaque rugueuse	3 à 230 kPa la loi d'Amonton est vérifiée (μ = constante), sauf dans un cas (frottement sur Vellox-140) où μ diminue quand la charge augmente	-5 ou -10°C μ augmente quand la température diminue	0,01 à 0,45	μ varie peu avec la présence de saumure (légère diminution comparé à la glace eau douce) mentionne étude glace / béton ; μ = 0,24 / 0,27 à -2°C et 4,8 mm.min^{-1}
Tusima (1977)	bille acier (diamètre : 6,4 / 1,6 et 12,7 mm) / monocristal de glace de glacier	sphère / plan, quelques mm^{-2} surface de glace d'orientation cristalline contrôlée μ diminue quand le diamètre de la sphère augmente	non mentionnée mais quasiment nulle	0,03 à 180 mm.min^{-1} μ diminue quand V augmente la largeur de la trace diminue quand V augmente	0,4 à 31 N μ augmente quand N augmente. (à partir de 6 N) : le labourage augmente	-2 à -20°C μ minimum vers -7°C influence de la taille du contact pour T > -7°C influence de la résistance au cisaillement pour T < -7°C	0,005 à 0,16 μ est deux fois plus important sur le plan prismatique que sur le plan de base	la présence d'un film d'eau liquide n'explique pas le faible frottement sur la glace le frottement est expliqué par la théorie de l'adhésion
Tusima (1978)	bille carbure de tungstène (diamètre : 2,34 / 6,4 mm) / monocristal de glace	idem Tusima (1977)	non mentionnée mais quasiment nulle	au voisinage de 1 mm.min^{-1}	5 à 15 N	-10 / -19 / -21°C μ semble augmenter quand la température diminue	0,04 à 0,16 anisotropie du frottement sur les plans prismatiques et les plans de bases	dans la trace de frottement : déformation plastique, recristallisation, fissures de clivage, microfissuration
Vance (1980)	glace / acier	plan / plan	μ augmente quand la rugosité augmente	6,9 et 15,8 cm.s^{-1} μ augmente quand la vitesse augmente	9 à 25 kPa μ diminue quand σ_n augmente			

4.3.4 Synthèse

Les différents essais étudiés fournissent une première approche du frottement de la glace sur un matériau donné. Nous pouvons dégager de l'analyse de ces résultats quelques grandes tendances concernant l'évolution du coefficient de frottement lorsque certaines conditions de contact changent :

- le coefficient de frottement suit une évolution de type courbe en cloche lorsque la vitesse augmente. Le maximum est généralement observé pour des vitesses de 0,1 $\mu m.s^{-1}$ à 10 $mm.s^{-1}$.
- le coefficient de frottement chute lorsque la contrainte normale nominale croît. Il semble tendre vers une valeur minimum lorsque la contrainte normale nominale devient importante (au-delà de quelques dizaines de MPa).
- l'augmentation de la température conduit à la diminution du coefficient de frottement, sauf au voisinage du point de fusion de la glace où la tendance semble s'inverser.
- le coefficient de frottement est d'autant plus grand que la rugosité du matériau sur lequel frotte la glace est grande.

Ces différentes observations ne doivent pas masquer le fait que d'autres paramètres interviennent dans le frottement. Ceux-ci ne sont pas toujours faciles à maîtriser (configuration du contact, état des surfaces en contact, et type de matériaux en contact par exemple). Cela conduit à des différences appréciables dans les résultats donnés par les différents auteurs cités. Les essais de frottement, simples dans leur principe, sont donc, en pratique, délicats à mener.

4.4 Mécanismes mis en jeu lors du frottement glace-matériau

Nous venons de décrire le comportement au frottement de la glace dans des conditions variées. Les différences de comportement observées sont imputables à des changements des mécanismes physiques du frottement en fonction des conditions de contact. Nous allons maintenant nous intéresser à ceux-ci un peu plus en détail, et voir quels mécanismes sont à l'origine de la résistance au glissement de la glace.

4.4.1 Lubrification par un film d'eau liquide

Les premiers travaux concernant le frottement de divers matériaux sur de la glace ont eu trait au frottement des skis sur la neige. Bowden et Tabor (1950) citent les travaux de Reynolds (1899) qui attribue le faible coefficient de frottement entre un ski (ou un patin à glace) et de la neige (ou de la glace) à la présence d'un film d'eau au niveau des contacts. Ce film d'eau, qui joue le rôle d'un lubrifiant, permet de faire chuter le coefficient de frottement entre la glace et le ski à des valeurs voisines de 0,01. Reynolds (1899) suggère que l'eau liquide présente dans le contact provient de la fonte de la glace sous l'effet de la pression exercée par le ski. On sait, en effet, que la température de fusion de la glace diminue sous l'effet de l'augmentation de la pression ($7,4\times10^{-2}$ °C/MPa selon Hobbs, 1974). Bowden et Tabor (1950) confirment le rôle de l'eau liquide comme film lubrifiant, mais montrent par un calcul simple que le mécanisme à l'origine de la fonte de la glace ne peut être la diminution de la température de fusion de la glace sous l'effet d'une pression que dans le cas où la glace est à une température très proche du point de fusion (Bowden et Hughes, 1939 ; Bowden, 1953). C'est le cas, notamment, du glissement d'un glacier tempéré sur son lit (Lliboutry, 1964 ; Chadbourne et al., 1975). Pour Bowden et Tabor (1950), lors du glissement d'un matériau sur la glace, c'est la chaleur

dégagée par le frottement au niveau des points de contact entre les deux corps en présence qui est à l'origine du film d'eau liquide. Evans et al. (1976) ont réalisé des essais de frottement en faisant glisser un patin d'acier sur un cylindre de glace en rotation autour d'un axe horizontal. Leurs essais, représentatifs des conditions de contact entre la glace et un patin sous le poids du patineur, confirment la présence d'une lubrification du contact glace-acier par un film d'eau liquide provenant de la fonte de la glace sous l'effet de l'échauffement dû au frottement. Une étude théorique réalisée par Oksanen et Keinonen (1982) confirme ce résultat et montre que deux phénomènes contrôlent le frottement de la glace pour des vitesses allant de 0,5 à 10 $m.s^{-1}$. Le premier est le cisaillement visqueux du film d'eau liquide. Il est dominant lorsque le gradient de température dans les corps en contact est faible (températures externes proches du point de fusion). Le coefficient de frottement est alors proportionnel à $V^{1/2}$, V étant la vitesse de glissement. Le second phénomène est la conduction de chaleur dans les matériaux en contact. Il est dominant lorsque le gradient de température dans les corps en contact est important et conduit à un coefficient de frottement proportionnel à $V^{-1/2}$. Akkok et al. (1987) retrouvent cette relation entre le coefficient de frottement et la vitesse de glissement en appliquant à la glace le concept de contrôle thermique du frottement (Ettles, 1986). Ce concept est basé sur le fait que la température du contact entre deux corps frottants ne peut dépasser la température de fusion de ces deux corps. Le coefficient de frottement est alors vu comme un paramètre dépendant des conditions de contact et qui s'ajuste pour que la température du contact soit exactement égale à la plus faible des températures de fusion des deux corps.

4.4.2 Limites de la lubrification

Le faible coefficient de frottement observé lors du frottement de différents matériaux sur la glace n'est pas attribué par tous les auteurs à la présence, au niveau des contacts, d'un film d'eau liquide qui joue le rôle de lubrifiant.

Slotfeldt-Ellingsen et Torgersen (1983) ne remettent pas en cause l'existence d'un film d'eau liquide au niveau des contacts. Par contre ils remettent en cause l'importance de son rôle d'après une série d'essais de frottement entre un patin de polyéthylène haute densité et de la glace broyée enrichie en H_2SO_4. Ces essais ont été réalisés pour des températures de -1,5 à -10°C, avec une vitesse de glissement de 0,3 $m.s^{-1}$ et une contrainte normale nominale de 6,7 kPa. La présence de H_2SO_4 dans la glace entraîne la présence d'une phase liquide, même aux plus basses températures. En faisant varier la teneur en eau liquide de la glace de 0 à environ 10%, Slotfeldt-Ellingsen et Torgersen (1983) n'ont constaté qu'une faible variation du coefficient de frottement.

Jones et al. (1991) font le même constat lors d'essais de frottement glace de mer - glace de mer : les poches de saumure contenues dans la glace de mer ne modifient pas le frottement et ils retrouvent les mêmes coefficients de frottement que pour des essais de frottement glace d'eau douce - glace d'eau douce réalisés dans des conditions similaires. D'autres essais de frottement entre différents types de glace et différents matériaux (peintures, acier, polymères et béton) montrent que la présence d'eau à l'interface n'a pas d'influence sur le frottement, lorsque la température n'est pas voisine du point de fusion de la glace et que l'eau n'est pas produite par échauffement de la glace dû au frottement (Tabata et Tusima, 1981 ; Calabrese et al., 1980 ; Saeki et al., 1986).

Slotfeldt-Ellingsen et Torgersen (1983) constatent, de plus, que la teneur en liquide n'a pas d'influence sur l'évolution du coefficient de frottement au voisinage de 0°C. Ils considèrent qu'on ne peut donc pas attribuer la proportionnalité du coefficient de frottement à $V^{1/2}$ à un effet de cisaillement visqueux du film liquide, mais qu'un autre mécanisme est mis en jeu.

Itagaki et Huber (1992) ont réalisé des essais de frottement reproduisant le glissement d'un patin à glace sur de la glace. Les coefficients de frottement obtenus (de 0,02 à 0,11 pour des vitesses de glissement de 1,5 à 5 $m.s^{-1}$ et des températures de -5 à -15°C) sont compatibles avec la lubrification par fonte due au frottement. Cependant, ils montrent que la rugosité des patins joue un rôle non négligeable, notamment lorsque l'épaisseur du film d'eau liquide produit par échauffement de la glace est inférieure à la hauteur des aspérités. Cela implique qu'il doit y avoir déformation de la glace au contact des aspérités, et que les mécanismes de déformations mis en jeu doivent être compatibles avec les faibles valeurs observées pour le coefficient de frottement.

La lubrification liquide n'est donc pas toujours le seul mécanisme mis en jeu dans le frottement entre la glace et un matériau. Tusima (1977) avait déjà fait le même constat, après avoir réalisé des essais de frottement entre une bille d'acier de 6,4 mm de diamètre et des monocristaux de glace. Pour une température de -8°C, une vitesse de glissement très faible ($7,4\times10^{-5}$ $m.s^{-1}$) et une charge normale de 4,8 N, Il a mesuré un coefficient de frottement de 0,01 alors que la valeur calculée de l'élévation de la température de contact n'est que de 0,3°C. Cette élévation de température est donc largement insuffisante pour faire fondre une pellicule de glace. La fonte de glace par échauffement dû au frottement n'explique donc pas dans ce cas la faible valeur du coefficient de frottement.

4.4.3 Autres mécanismes de frottement

Dans ce paragraphe, nous allons voir quels autres phénomènes physiques peuvent être mis en jeu au niveau du contact glace-matériau, lorsqu'il y a glissement relatif de la glace par rapport à l'autre matériau frottant. Nous décrirons simplement ces mécanismes, sans chercher à les quantifier ou à définir leur influence relative.

4.4.3.1 Adhérence

Raraty et Tabor (1958) ont réalisé des essais d'adhérence glace-acier, en parallèle à des mesures de frottement entre une bille d'acier et un plan de glace. Ces essais ont été réalisés pour des températures allant de -5 à -30°C. Ils ont montré que, lors des essais de frottement, la contrainte tangentielle au niveau du contact évoluait avec la température de la même manière que la contrainte tangentielle d'adhérence, et que ces deux contraintes avaient le même ordre de grandeur. De plus, la contamination de la surface de l'acier avec une couche de molécules d'acide gras avait pour conséquence la diminution de l'adhérence et du frottement. Raraty et Tabor (1958) interprètent ces observations comme une manifestation de l'adhérence au niveau de l'interface glace-acier.

Niven (1959) évoque, lui aussi, le rôle de l'adhérence dans le frottement glace-acier. Pour lui, si le coefficient de frottement de la glace sur l'acier est plus faible que celui de l'acier sur lui-même, c'est parce que les liaisons moléculaires mises en jeu ne sont pas de même nature. Il explique le faible coefficient de frottement glace-acier par l'existence de liaisons électrostatiques entre la glace et l'acier, moins résistantes que les liaisons métalliques qui se forment lors du frottement acier-acier. Cette explication rejoint les travaux de Tusima (1977, 1978) qui applique la théorie de l'adhérence développée par Bowden et Tabor (1950) pour les métaux. Dans le cadre de cette théorie, l'expression du coefficient de frottement μ est donnée par :

$$\mu = \frac{s}{p} \qquad (4.6)$$

où s et p sont respectivement la résistance au cisaillement du lien d'adhérence glace-matériau et la dureté de la glace. Les mesures de dureté et de résistance au cisaillement réalisées par Tusima (1977, 1978) sont compatibles avec la théorie de l'adhérence. Il faut cependant noter que cette théorie, adaptée au cas du frottement de matériaux présentant un comportement mécanique plastique ou élasto-plastique, est difficilement applicable au cas de la glace, matériau viscoplastique pour lequel les mesures de dureté et de résistance au cisaillement sont fonction de la durée et de la vitesse de chargement. La résistance au cisaillement du lien d'adhérence, s, et la dureté, p, ne sont pas des caractéristiques intrinsèques de la glace.

4.4.3.2 Déformation viscoplastique

Nous venons de voir le rôle que pouvait jouer l'adhérence lors du frottement glace-matériau. En appliquant la théorie de l'adhérence au frottement glace-acier, Tusima (1977, 1978) sous-entend que ce mécanisme est accompagné de la déformation viscoplastique de la glace au voisinage des contacts entre aspérités. En effet, l'importance du phénomène d'adhérence (caractérisé par la résistance au cisaillement du lien d'adhérence s) dépend aussi de l'aire de contact réelle. Celle-ci est directement fonction de la déformation viscoplastique (puisque $A_r = F_n / p$).

Barnes et al. (1971) font les mêmes observations, en remarquant que l'aire de contact réelle dépend du fluage de la glace sous l'effet de la charge normale, mais aussi sous l'effet de la charge tangentielle générée par le frottement. Ils remarquent par ailleurs qu'il y a écoulement viscoplastique de la glace autour des aspérités, comme le constate aussi Tusima (1978). Celui-ci a réalisé des essais de frottement entre une bille de carbure de tungstène (2,34 mm de diamètre) et un monocristal de glace à -21°C, avec une vitesse de glissement de 6×10^{-5} $m.s^{-1}$. Lors de ses essais, il a observé la propagation, devant et sur les cotés de la bille, d'un bourrelet de glace parallèle aux plans de base de la glace (cf. Figure 4.9).

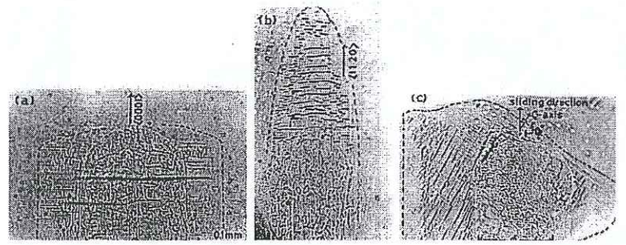


Figure 4.9. *Déformation de la glace au voisinage de la trace de frottement. Frottement d'une bille de carbure de tungstène sur le plan prismatique d'un monocristal de glace. Température -21°C. On observe la formation, par déformation viscoplastique, d'un bourrelet (délimité par les pointillés) autour de la surface de contact. Ce bourrelet se présente différemment en fonction de l'orientation de la direction de glissement par rapport aux plans de base. Noter aussi la formation de fissures perpendiculaires à la direction de frottement, dans la trace de frottement (d'après Tusima, 1978).*

Les essais réalisés sur la glace par Barnes et al. (1971) montrent que la relation entre le coefficient de frottement et la vitesse de glissement, obtenue par essai de frottement pour des vitesses inférieures à 10^{-5} $m.s^{-1}$, et la relation entre la contrainte et la vitesse de déformation obtenue par essai de fluage, sont similaires. Cela s'explique, selon eux, par l'existence de déformations viscoplastiques dans une couche de glace épaisse d'environ 10^{-4} m en contact avec les aspérités du support. Barnes et al. (1971) remarquent cependant que le fluage secondaire dans cette couche de glace ne suffit pas à expliquer les coefficients de frottement

mesurés. Le fluage tertiaire, mis en évidence par la recristallisation survenant lors d'un essai de frottement sur un monocristal de glace, pourrait par contre adoucir suffisamment la glace pour expliquer convenablement la faible valeur du frottement. A partir d'essais de frottement glace-glace réalisés dans des conditions similaires aux essais de frottement glace-matériaux de Barnes et al. (1971), Jones et al. (1991) confirment la présence de déformations viscoplastiques dans la glace, mais n'attribuent pas au fluage tertiaire l'adoucissement de la couche de glace au niveau des contacts. Selon eux, c'est l'élévation de la température de la glace au niveau des contacts qui est responsable de son adoucissement.

4.4.3.3 Recristallisation

Barnes et al. (1971) ont constaté que la glace recristallise au niveau des contacts lors du frottement (cf. Figure 4.10). Leur essai consistait à faire glisser un monocristal de glace sur une surface plane de granit. La surface de frottement était un disque de 0,8 mm de diamètre. Les plans de base du monocristal étaient perpendiculaires à la direction de glissement. Après essai de frottement à -11,75°C, Barnes et al. (1971) ont observé sur la surface de frottement l'apparition de petits cristaux de diamètre 0,1 à 2 mm (les cristaux de taille voisine de 0,2 mm sont prédominants) et d'une épaisseur voisine de 0,2 mm. Dans ces cristaux, les plans de base sont orientés préférentiellement parallèlement au plan de glissement. La résistance au cisaillement de ces cristaux est donc beaucoup plus faible que celle du cristal initial (cf. Chapitre 2).

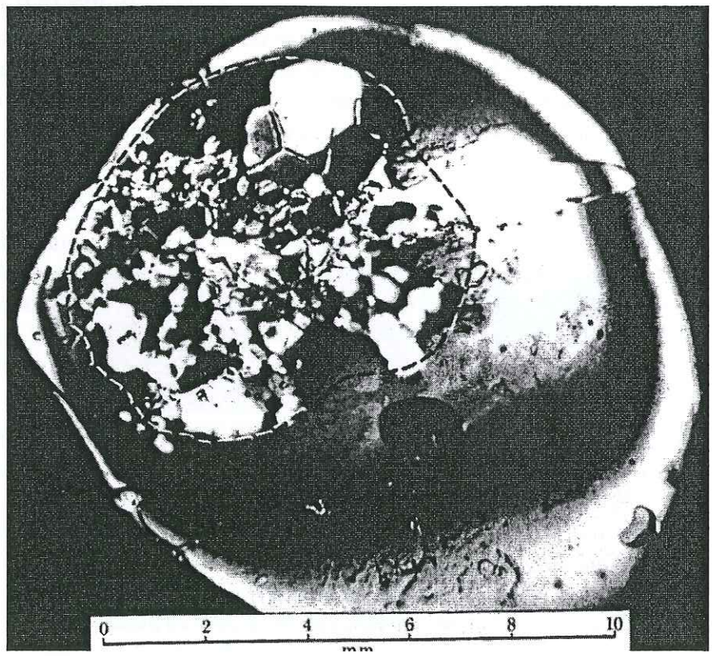


Figure 4.10. *Recristallisation à la surface d'un monocristal de glace pendant un essai de frottement sur du granit (d'après Barnes et al., 1971). Les axes c du monocristal sont orientés suivant la direction de glissement. Les cristaux formés pendant le glissement sont orientés favorablement pour le frottement (axes c perpendiculaires à la surface de contact).*

Tusima (1978) a aussi constaté ce phénomène lors du frottement entre une bille de carbure de tungstène et un monocristal dont les plans de base étaient perpendiculaires au plan de contact.

Des cristaux recristallisés apparaissaient dans la trace laissée par le passage de la bille sur la glace.

Les constats de Barnes et al. (1971) et Tusima (1978) concernent des essais réalisés à très faibles vitesses (inférieures à 10^{-4} m.s^{-1}). D'autres essais réalisés à des vitesses similaires ne montrent pas de recristallisation : Budd et al. (1979) ne la mentionnent pas (mais ils travaillent à 0°C), tandis que Jones et al. (1991), lors d'essais de frottement glace-glace à -3, -10, -20 et -40°C, ne l'ont pas observée. Cependant ces derniers ont remarqué , à -3°C pour des vitesses supérieures à 0,01 m.s^{-1} , et à -10°C pour des vitesses supérieures à 0,05 m.s^{-1}, des petits cristaux dans les traces de frottement, provenant , selon eux, du regel d'eau liquide. Pour des vitesses plus élevées il n'est pas fait mention de recristallisation de la glace.

4.4.3.4 Fissuration

Barnes et al. (1971) ont constaté que pour certaines vitesses (10^{-6} à 10^{-4} m.s^{-1} pour le frottement glace-granit) des petites fissures apparaissaient dans la glace au niveau du contact. Elles se produisaient simultanément à l'écoulement viscoplastique de la glace autour des aspérités du support. Tusima (1978) a observé des microfissures généralement perpendiculaires aux traces de glissement laissées par l'écoulement viscoplastique de la glace. Ces microfissures se situaient dans la trace de frottement et dans les bourrelets de glace latéraux formés au passage de la bille (cf. Figure 4.9).

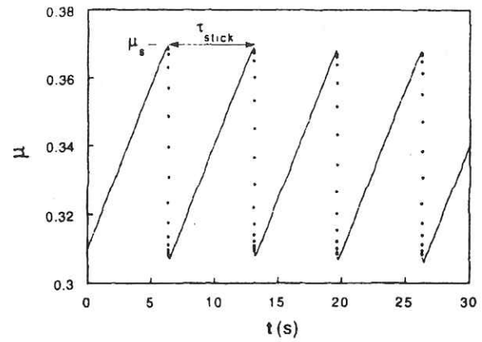


Figure 4.11. *Evolution type du coefficient de frottement au cours du temps lors d'un glissement avec stick-slip. La contrainte normale étant constante, la contrainte tangentielle suit la même évolution que le coefficient de frottement (d'après Heslot et al., 1994).*

4.4.4 Comportements particuliers

4.4.4.1 Stick-slip

Lorsque l'on réalise un essai de frottement glace-matériau en poussant un bloc de glace sur un support avec un effort constant, il arrive que le déplacement de la glace sur son support ne se fasse pas à vitesse constante. C'est ce qu'ont observé Bowden et Hughes (1939) pour des essais de frottement glace-glace. Selon eux, ce phénomène, baptisé *stick-slip*, ou glissement saccadé, est dû au regel périodique du film d'eau liquide puis au cisaillement de la glace ainsi formée qui fait succéder à une phase de glissement important, où les contraintes de frottement diminuent fortement, une phase de faible glissement où les contraintes augmentent de nouveau (cf. Figure 4.11). D'autres études ont permis d'observer ce phénomène pour le frottement glace-granit, glace-laiton et glace-acier (Barnes et al., 1971), et pour le frottement

glace de mer - glace de mer (Jones et al., 1991). Ces travaux montrent que ce régime particulier de frottement n'apparaît qu'au-delà d'une vitesse de glissement seuil, fonction du matériau. Beeman et al. (1988) l'ont observé aussi pour le frottement glace-glace, l'amplitude de la contrainte de frottement et celle des glissements étant fonctions des paramètres de frottement (vitesse, effort normal, température) et de la machine d'essai (notamment de sa rigidité tangentielle).

Des études plus récentes, mais ne portant pas sur l'étude du frottement glace-matériau, confirment ces observations. Baumberger et al. (1995) se sont intéressés à l'influence de la rigidité de la machine d'essai sur l'apparition du *stick-slip* lors d'essais de frottement à faible vitesse entre deux feuilles de papier bristol. Ils ont montré que le *stick-slip* disparaît quand la rigidité tangentielle de la machine d'essai dépasse un certain seuil. Ce seuil de rigidité diminue quand la vitesse de glissement augmente. Ces essais ont aussi permis de montrer qu'il existait différents régimes de *stick-slip* : pour les faibles vitesses le *stick-slip* est contrôlé par la relaxation et le fluage des aspérités en contact, tandis que pour les vitesses plus fortes, c'est l'inertie des éléments mobiles de la machine d'essai qui contrôle le *stick-slip* (Heslot et al., 1994).

Gao et Kuhlmann-Wilsdorf (1990), lors d'essais de frottement cuivre-cuivre, ont eux aussi observé différents régimes de frottement, dont trois régimes différents de *stick-slip*. Le premier est le *stick-slip* "classique", caractérisé par une augmentation linéaire lente de la contrainte tangentielle en fonction du temps lors des phases d'immobilisation du patin, pour une vitesse d'entraînement du patin constante, puis par un déplacement brutal de ce dernier lorsque la contrainte tangentielle atteint la limite de rupture. Le deuxième régime de *stick-slip* correspond à des oscillations harmoniques de la vitesse de glissement instantanée autour d'une valeur moyenne. Dans ce cas, le glissement n'est jamais interrompu et le *stick-slip* ne prend pas la forme brutale du *stick-slip* "classique". Enfin, ils observent un dernier régime de *stick-slip*, beaucoup plus atypique. Ils le nomment *stick-slip* négatif. Dans ce cas la vitesse de glissement est constante, sauf ponctuellement où elle chute brutalement. Gao et Kuhlmann-Wilsdorf (1990) attribuent ce régime de *stick-slip* à une perturbation des conditions de contact due à la présence d'irrégularités de la surface frottante provenant de l'usure des corps en présence.

Lors d'une précédente étude (Fiorio, 1993), nous avons nous même observé le glissement avec *stick-slip* de la glace sur des plaques de béton lisses ou crénelées, pour des vitesses de 5 et 10 $mm.min^{-1}$, à –10°C. Nous avons imputé ce *stick-slip* à l'existence, au niveau de l'interface glace-béton, de deux mécanismes physiques différents, couplés à la rigidité de la machine d'essai (une boîte de cisaillement direct modifiée pour permettre de réaliser des essais de cisaillement d'interface). Ces mécanismes sont les suivants :

- sur plaques rugueuses (les rugosités étaient constituées de reliefs à profil triangulaire, perpendiculaires à la direction de glissement et périodiquement espacés dans la direction de glissement), le stick-slip est obtenu par ancrage périodique de la glace sur le béton. L'ancrage est réalisé par indentation de la glace par le sommet des reliefs du béton.
- sur plaque lisse, le mécanisme est le même, à ceci près que l'ancrage de la glace sur le béton est dû à la création d'un lien glace-béton par adhérence et/ou frittage des particules provenant de l'usure de la glace.

4.4.4.2 Anisotropie

Tusima (1977 et 1978) a étudié l'anisotropie du frottement glace acier en étudiant le glissement de sphères d'acier sur des monocristaux de glace. En taillant les monocristaux de manière à contrôler leur orientation, il a pu mesurer le coefficient de frottement glace-acier

pour des glissements dans les plans de base et prismatique, pour des températures variant de -1,5°C à -21°C et des vitesses variant entre 5×10^{-7} et 5×10^{-3} $m.s^{-1}$. L'effort normal au niveau du contact était compris entre 15 et 125 kPa. Les résultats obtenus montrent une variation du coefficient de frottement avec l'orientation du plan de glissement (cf. Figure 4.12) : le glissement sur le plan prismatique donne un coefficient de frottement deux fois plus fort que le glissement sur le plan de base. En modifiant la direction de glissement dans les différents plans considérés, Tusima (1978) a constaté que le coefficient de frottement variait de façon significative, sauf dans le cas du glissement basal. Tusima (1977 et 1978) attribue l'anisotropie observée à la forte anisotropie viscoplastique du cristal de glace.

Dans le cas de la glace polycristalline, on ne retrouve pas l'anisotropie du comportement au frottement du monocristal de glace, même lorsque le polycristal est anisotrope (glace columnaire). C'est ce que montrent les travaux de Forland et Tatinclaux (1985) et de Saeki et al. (1986) qui ont effectué des essais de frottement entre des plaques d'acier, éventuellement des plaques de béton (Saeki et al., 1986), et des cylindres de glace columnaire, à des vitesses de quelques $cm.s^{-1}$, un peu supérieures à celles utilisées par Tusima (1977 et 1978). En faisant varier l'orientation des colonnes cristallines par rapport à la direction de glissement, ils n'ont observé qu'une très faible anisotropie du coefficient de frottement dynamique. Le coefficient de frottement statique, quant à lui, ne semble pas être plus influencé par l'orientation des polycristaux que le coefficient de frottement dynamique (Saeki et al., 1986).

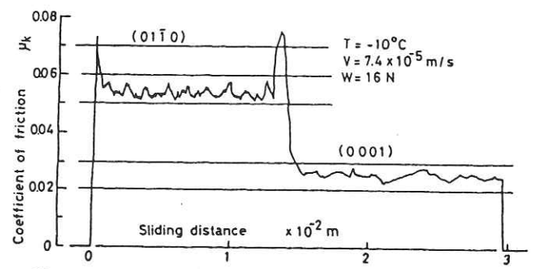


Figure 4.12. *Frottement d'une bille d'acier sur un bicristal de glace. Lors du passage du plan prismatique au plan de base, le coefficient de frottement est divisé par 2. Le pic situé à la limite des deux cristaux est imputable à un défaut d'alignement des deux plans cristallins (d'après Tusima, 1977).*

4.5 Conclusion

Les mécanismes mis en jeu au niveau de l'interface glace-matériau lors du frottement sont nombreux et variés. Les plus étudiés sont ceux qui expliquent le faible frottement de la glace aux fortes vitesses. Dans ce cas il s'agit de la génération d'un film d'eau liquide à l'interface entre les deux corps, suite à l'échauffement provoqué par la friction. Ce film d'eau agit alors comme un lubrifiant, ce qui conduit à des valeurs faibles du coefficient de frottement (généralement inférieure à 0,1). C'est le comportement visqueux du film d'eau qui est responsable des variations de frottement consécutives aux changements de conditions de contact (variation de la vitesse de glissement notamment).

Lorsque l'échauffement de la glace devient insuffisant, le film d'eau liquide disparaît. Le frottement semble alors contrôlé par l'adhérence de la glace sur le support et par la

déformation viscoplastique de la glace au niveau des aspérités. Ce dernier mécanisme de déformation devient éventuellement insuffisant lorsque les vitesses de déformation de la glace deviennent trop importantes (augmentation de la vitesse ou plus forte rugosité). Dans ce cas de la fissuration peut apparaître dans la glace.

Il est à noter que, mis à part le glissement sur un film liquide, les mécanismes physiques qui génèrent le frottement sont assez mal connus. De plus, un grand nombre de paramètres caractérisent le contact et les différents mécanismes décrits dans les paragraphes précédents cohabitent généralement dans le temps et dans l'espace. Ceci contribue à rendre très délicate toute tentative de modélisation de l'interface glace-matériau, et explique que nous ne disposions pas, actuellement, d'un modèle clair et précis du fonctionnement du contact glace-matériau, pour l'ensemble des conditions de contact couramment envisageables.

Chapitre 5
Dispositif expérimental

5.1 Introduction

Dans ce chapitre nous allons décrire en détail l'appareillage utilisé pour réaliser nos expériences de frottement glace-béton. Le choix des variables étudiées dépend bien sûr des possibilités de cet appareillage. Nous décrirons aussi les procédés de fabrication des éprouvettes de glace et de béton, le principe des mesures et des observations faites avant, pendant et après les essais. Enfin nous décrirons le protocole expérimental adopté et notamment les deux types d'essais qui le composent.

5.2 Choix des paramètres étudiés

Les configurations de contact glace-structure que nous souhaitons étudier sont dans la réalité très complexes. Si on cherche à les définir complètement, il faut caractériser un très grand nombre de paramètres (type de glace, teneur en impuretés, orientation cristalline, type de matériaux structuraux, caractéristiques physico-chimiques et mécaniques de ces matériaux, rugosité de la surface de glace et de celle du matériau structural, géométrie de la surface de contact, présence d'eau, cinématique du contact, température,...). Pour permettre la réalisation d'essais de frottement dans des conditions bien contrôlées, nous avons choisi de fixer un certain nombre de ces paramètres et d'en éliminer d'autre. Les paragraphes qui suivent définissent ces choix et les justifient. Ils concernent le choix des matériaux (glace et matériau structural) ainsi que les paramètres dont nous souhaitons tester l'influence sur le frottement (contrainte normale, vitesse de glissement, rugosité).

5.2.1 Type de glace et présence de l'eau dans la zone de contact

Dans un contact réel, c'est le plus souvent de la glace broyée qui frotte contre une structure. La glace broyée présente un aspect opaque, qui rend très difficile, voire impossible, toute observation de la surface frottante à la fin d'un essai. C'est pourquoi nous avons décidé de travailler avec de la glace vive, qui a l'avantage d'être transparente, ce qui facilite l'observation de la surface de contact.

L'analyse bibliographique a montré que la présence de poches de saumure dans la glace de mer ne modifie pas le comportement au frottement de la glace. Nous avons donc travaillé avec de la glace columnaire d'eau douce, fabriquée en laboratoire à partir d'eau pure, ce qui exclut la présence d'eau liquide dans la glace et au niveau de l'interface préalablement aux essais. La présence éventuelle d'eau liquide lors d'un essai ne peut être due qu'au frottement.

Un polycristal de glace ne présente pas d'anisotropie particulière du frottement. Nous avons cependant choisi d'imposer l'orientation des colonnes cristallines de sorte qu'elles soient parallèles au plan de frottement et perpendiculaires à la direction de glissement, ce qui se rapproche au mieux des conditions de contact les plus couramment observées en conditions réelles.

Nous avons enfin choisi de travailler à une température de -10°C, cette valeur étant proche de la température moyenne des glaces dérivant en hiver. De plus, -10°C est une température couramment utilisée comme température de référence.

5.2.2 Le matériau structural

Deux possibilités s'offraient à nous quant au choix du matériau structural : l'acier et le béton, qui sont les deux matériaux les plus couramment utilisés pour les constructions en milieux polaires. Nous avons choisi de travailler avec le béton, qui permet une étude plus facile des effets de la rugosité sur le frottement.

Dans une structure polaire réalisée en béton, les plus gros granulats ont un diamètre de quelques centimètres. L'aire de la surface frottante étant limitée à 100 cm^2 au maximum, nous ne pouvions pas envisager d'utiliser d'aussi gros granulats sans prendre le risque que la surface frottante ne soit plus représentative de l'état de surface moyen des surfaces de béton (l'interaction entre la surface de glace et celle de béton pouvant se limiter alors aux interactions de la glace avec quelques granulats). Nous avons donc choisi de travailler avec un micro-béton dont les plus gros granulats avaient un diamètre moyen de 0,5 cm. Ceci permet d'obtenir une surface de béton similaire à celle des bétons courants. En effet, à la surface du

béton, les gros granulats sont statistiquement sous-représentés, en comparaison de ce que l'on observe dans la masse.

5.2.3 Contrainte normale

Dans le contact glace-structure, la contrainte normale exercée par la glace sur la structure n'est pas constante sur toute la surface du contact. Les contraintes normales maximales observées atteignent 10 MPa sur des zones de quelques cm^2 qui correspondent au contact entre la glace vive (non encore pulvérisée) et la structure. La surface apparente de contact est, en général, plus importante (quelques m^2 à quelques dizaines de m^2). Le reste de cette surface est occupé par un écoulement de glace broyée, soumis à des contraintes normales inférieures à 1 MPa (elles deviennent quasiment nulles là où la glace broyée s'échappe du contact). L'essentiel du frottement de la glace sur la structure se produit là où le déplacement de la glace est parallèle à la surface de la structure, c'est à dire dans les zones où il y a écoulement de glace broyée. Les parties du contact où la glace vive est directement en contact avec la structure sont des zones où la glace et la structure convergent. Ces zones, où la vitesse relative glace / structure est voisine de zéro, sont moins concernées par le frottement.

Nous avons donc choisi de travailler avec des contraintes couvrant la gamme de 0 à 1 MPa.

5.2.4 Vitesse de glissement

L'analyse bibliographique a montré que la vitesse de glissement est un paramètre important, mais c'est, sans aucun doute, le plus délicat à choisir. En effet, si nous connaissons bien la vitesse de convergence de la glace vers une structure (généralement 0,01 à 0,1 $m.s^{-1}$), la vitesse de glissement de la glace sur la structure, au niveau du contact, est un paramètre quasiment inconnu. Si on suppose un déplacement monolithique de la glace pulvérisée dans le contact, cette vitesse doit être du même ordre de grandeur que la vitesse de convergence de la glace. Cependant le comportement de la glace broyée se rapproche de celui d'un fluide visqueux pour lequel la vitesse au niveau de la paroi peut être nulle. La vitesse de glissement de la glace broyée sur la paroi doit donc être beaucoup plus faible que la vitesse de convergence de la glace, la vitesse moyenne de l'écoulement de glace broyée restant voisine de la vitesse de convergence. Il semble donc que l'on puisse s'attendre, en situation d'interaction réelle, à des vitesses de glissement de l'ordre de 10^{-5} à 10^{-3} $m.s^{-1}$.

Pour des raisons liées aux choix de la machine d'essai et à la durée des essais, nous avons travaillé avec des vitesses allant de 0,1 à 10 $mm.min^{-1}$ ($1{,}67\times10^{-6}$ à $1{,}67\times10^{-4}$ $m.s^{-1}$), soit un peu en dessous des vitesses de glissement probables.

5.2.5 Rugosité

Une surface de béton est rarement parfaitement lisse (ce qui signifie pour nous que les reliefs de la surface sont imperceptibles à l'œil nu), surtout dans le domaine des constructions polaires où l'aspect du parement n'est pas fondamental. De plus, les agressions de l'eau de mer, du gel et bien entendu de la glace conduisent en général à l'augmentation de la rugosité des surfaces de béton au cours de la vie des ouvrages. La rugosité de la surface jouant un rôle non négligeable dans le frottement de la glace, nous avons donc choisi de faire varier ce paramètre.

Du fait de l'aire maximum de contact que l'on pouvait atteindre (maximum 100 cm^2), nous nous sommes limités à des rugosités inférieures au millimètre.

Il est quasiment impossible d'imposer une valeur exacte à la rugosité d'une surface de béton pendant un essai de frottement glace-béton. Nous souhaitions, de plus, utiliser une même surface de béton pour réaliser plusieurs essais successifs. Or, l'abrasion du béton par la glace

conduit à l'évolution, tout au long des essais, de la rugosité de la surface de béton. Il n'est donc pas possible d'imposer une rugosité constante pour un essai donné (on ne peut qu'imposer l'ordre de grandeur de la rugosité). En conséquence, il a été nécessaire de faire des mesures de rugosité essai après essai, pour connaître la rugosité moyenne correspondant à chacun des essais réalisés sur une même surface de béton.

5.3 Dispositif expérimental

Pour réaliser l'ensemble des essais nous avons utilisé une boîte de cisaillement direct. Cet appareil, couramment utilisé pour réaliser des essais de cisaillement sur des échantillons de sols (Mandal et Divshikar, 1995), est ici utilisé dans une version modifiée qui permet la réalisation d'essais de cisaillement d'interface sols-plaques rugueuses (Hoteit, 1990).

Les corps en contact sont une éprouvette de glace et une plaque de béton. Ces deux éléments sont fabriqués en laboratoire, ce qui permet de contrôler au mieux les caractéristiques que nous souhaitons imposer.

Nous avons complété ce dispositif par un appareillage de mesure de rugosité, développé au laboratoire, qui nous permet de mesurer la rugosité des plaques de béton. Nous avons utilisé cet appareil pour effectuer le suivi de la rugosité des plaques.

Enfin, l'observation des surfaces frottantes a été systématiquement réalisée à la fin de chaque essai, soit à l'œil nu, soit à l'aide d'une loupe binoculaire en lumière naturelle ou polarisée, par réfraction ou par transmission.

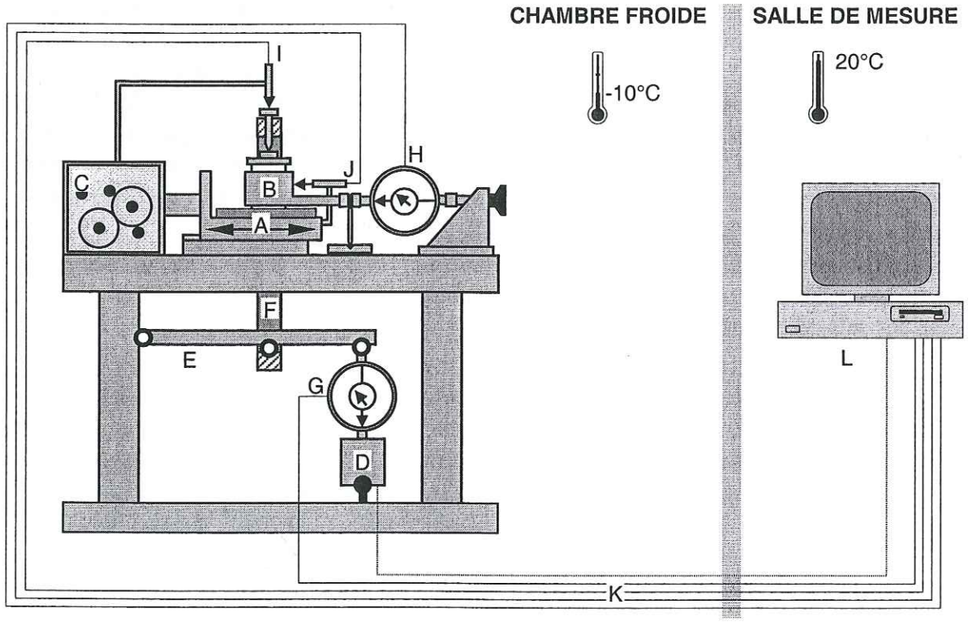


Figure 5.1. *Boîte de cisaillement direct.*

5.3.1 Description de la machine d'essai

5.3.1.1 Architecture générale et organisation spatiale

Un schéma de principe de la boîte de cisaillement direct modifiée est donné à la Figure 5.1. La demi-cellule inférieure, initialement destinée à recevoir un échantillon de sol, est remplacée par une plaque de béton montée sur un chariot porte-plaque (A). Une éprouvette de glace cylindrique est placée dans une cellule de 60 mm de diamètre (B), elle-même placée au-dessus de la plaque de béton. Un moteur, relié à une boîte de vitesse (C), assure l'entraînement de la plaque de béton à vitesse constante. Un moteur électrique asservi (D), par l'intermédiaire d'un bras (E) et d'un étrier (F), permet de réguler la contrainte normale nominale au niveau de l'interface glace-béton suivant différents chemins (par exemple : contrainte normale constante ou rigidité normale constante). L'ensemble est placé dans une chambre froide à -10°C, régulée à ± 0,5°C. Les différents capteurs installés sur la machine d'essai (G, H, I, J), ainsi que les organes de pilotage, sont reliés par des câbles d'une quinzaine de mètres (K) à un micro-ordinateur (L) placé dans une salle de mesure jouxtant la chambre froide (à température ambiante de 20°C).

5.3.1.2 Mise en place de l'éprouvette

Pour assurer le bon déroulement de l'essai, l'éprouvette de glace doit coulisser librement dans la cellule et être maintenue transversalement par celle-ci au plus prêt de la surface de la plaque. L'éprouvette de glace est préparée avec un diamètre de 60 mm, égal à celui de la cellule, et avec une tolérance sur ce diamètre de + 0 à - 0,25 mm. Cela assure le maintien correct de la glace dans la cellule tout en lui permettant de coulisser librement. Au cours des essais, de petits cristaux de glace peuvent parfois se former dans le jeu laissé entre la glace et la cellule, à cause d'une sublimation et recondensation de la glace activées par les mouvements d'air générés par les ventilo-convecteurs de la chambre froide. Pour éviter ce problème, nous recouvrons la surface de glace en contact avec la cellule d'une couche de graisse silicone. Cela est suffisant pour les essais durant moins de 24 heures. Pour les essais plus longs (nos essais durent jusqu'à quatre jours), nous rajoutons une protection en plastique souple qui empêche les mouvements d'air au voisinage de la glace (cf. Figure 5.2).

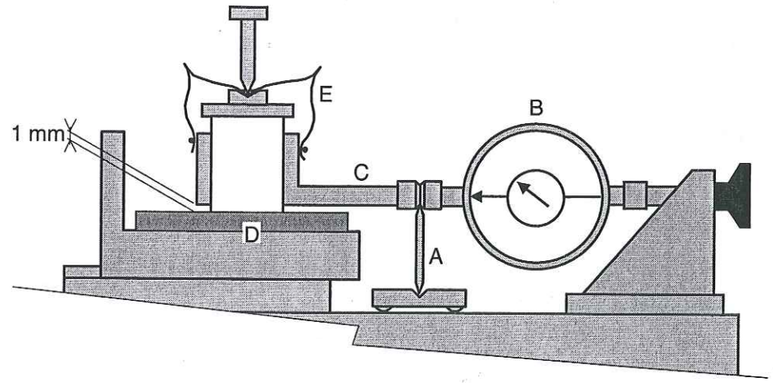


Figure 5.2. *Mise en place de l'éprouvette dans la cellule. Le couteau métallique (A) sert de deuxième point d'appui pour l'anneau dynamométrique (B), permettant de maintenir un jeu de 1 mm entre la cellule (C) et la plaque de béton (D). La capote en plastique souple (E) empêche les mouvements d'air au voisinage de la glace.*

Nous maintenons un jeu de 1 mm entre la cellule et la plaque pour éviter les interactions cellule-plaque, qui se produisent inévitablement avec les plaques rugueuses si la cellule est simplement posée sur la plaque. Pour cela, nous utilisons un couteau métallique qui sert d'appui supplémentaire à l'anneau dynamométrique supportant la cellule, sans gêner sa déformation (cf. Figure 5.2).

5.3.1.3 Cinématique

Par sa constitution, la machine d'essai permet le déplacement horizontal u_h de la plaque de béton par rapport au bâti de la machine d'essai et le déplacement vertical u_v de l'éprouvette de glace par rapport à la cellule (cf. Figure 5.3).

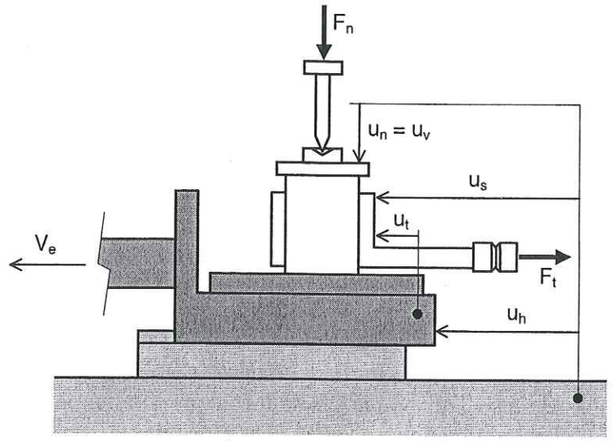


Figure 5.3. *Déplacements permis par la configuration de l'essai (horizontal u_h , vertical u_v), dû à la souplesse du capteur d'effort tangentiel (u_s) et mesurés (normal u_n , tangentiel u_t). Efforts normal F_n et tangentiel F_t. Les éléments de même couleur sont immobiles les uns par rapport aux autres.*

Déplacement horizontal

Le déplacement horizontal u_h se fait à vitesse d'entraînement V_e constante, imposée par le moteur et la démultiplication choisie au niveau du réducteur. La machine permet 12 vitesses de 10 à 0.002 mm.min^{-1} (1,67×10^{-4} à 3,33×10^{-8} m.s^{-1}). Nous avons travaillé avec les vitesses suivantes : 10 mm.min^{-1} (1,67×10^{-4} m.s^{-1}), 5 mm.min^{-1} (8,35×10^{-5} m.s^{-1}), 1 mm.min^{-1} (1,67×10^{-5} m.s^{-1}), 0,5 mm.min^{-1} (8,35×10^{-6} m.s^{-1}) et 0,1 mm.min^{-1} (1,67×10^{-6} m.s^{-1}).

Le déplacement de la plaque de béton se fait sur une course de 30 mm. Des contacteurs placés à chaque extrémité de la trajectoire du chariot porte-plaque permettent l'inversion automatique du sens de déplacement. Nous pouvons ainsi réaliser des essais de frottement avec des cycles de déplacement alternés.

Au cours des essais de frottement nous ne mesurons pas u_h, mais le déplacement horizontal relatif de la cellule par rapport à la plaque de béton. Nous nommerons ce déplacement « déplacement tangentiel » et le noterons u_t. Il est en général différent de u_h du fait de la souplesse du capteur d'effort tangentiel (la vitesse de glissement instantanée de la glace sur la plaque fluctue autour de la vitesse d'entraînement imposée).

Déplacement vertical

Le déplacement vertical u_v du sommet de l'éprouvette de glace par rapport à la plaque dépend de la déformation de la glace sous l'effet de l'effort normal et de l'usure de la glace et du béton. Il n'est ni imposé, ni régulé, par contre nous le mesurons en cours d'essai. Nous le nommerons dans la suite « déplacement normal » et le noterons u_n.

Mesure des déplacements

Les mesures de u_t et u_n sont réalisées à l'aide de capteurs de déplacement à induction. Ces capteurs sont connectés à des conditionneurs placés en salle de mesure.

La mesure de u_t est réalisée à l'aide d'une LVDT de 5 cm de débattement. La précision de ce capteur est de ± 9,65×10^{-2} mm et correspond à sa résolution.

La mesure de u_n est réalisé à l'aide d'une LVDT de 1 cm de débattement. La précision de ce capteur est de ± 9,43×10^{-3} mm et correspond à sa résolution.

5.3.1.4 Efforts

Efforts normal et tangentiel

Au niveau de l'interface, la plaque de béton exerce sur la glace un effort qui s'oppose au déplacement. Nous décomposons classiquement cet effort de la manière suivante (cf. Figure 5.3) :

- l'effort normal F_n, qui s'exerce perpendiculairement au plan moyen du contact considéré comme horizontal.
- l'effort tangentiel F_t, qui s'exerce parallèlement au plan moyen du contact, dans la direction opposée à la direction de glissement.

L'effort normal est imposé par l'expérimentateur. Nous avons travaillé avec des efforts normaux permettant d'obtenir au niveau de l'interface des contraintes normales nominales comprises entre 25 et 800 kPa, balayant ainsi la gamme de contraintes normales qui nous intéresse.

Mesure des efforts

Les mesures de F_n et F_t sont réalisées à l'aide d'anneaux dynamométriques sur lesquels sont collées des jauges de déformation montées en pont complet. Ces jauges sont connectées à des conditionneurs placés en salle de mesure.

La mesure de F_n est réalisée à l'aide d'un anneau dynamométrique de capacité 1 kN. La raideur de l'anneau est de 275,3 N.mm^{-1}. La précision de ce capteur est de ± 0,449 N et correspond à sa résolution. La précision correspondante sur la mesure de la contrainte normale nominale est de ± 0,159 kPa (diamètre de l'éprouvette de glace : 60 mm).

La mesure de F_t est réalisée à l'aide d'un anneau dynamométrique de capacité 2,5 kN. La raideur de l'anneau est de 1057,1 N.mm^{-1}. La précision de ce capteur est de ± 1,378 N et correspond à sa résolution. La précision correspondante sur la mesure de la contrainte tangentielle nominale est de ± 0,487 kPa. La correspondance entre l'effort tangentiel et la contrainte tangentielle nominale reste valable tant qu'il n'y a pas rotation de l'éprouvette de glace sur elle même, ce qui est le cas pour nos essais.

Pilotage de l'effort normal

L'effort normal est imposé à l'éprouvette par un système électromécanique comprenant un moteur électrique piloté, des leviers et un étrier, et l'anneau dynamométrique de mesure. Le pilotage du moteur se fait par régulation tout ou rien de l'effort normal. Ce type de régulation entraîne une fluctuation de l'effort normal autour du point de consigne (cf. Figure 5.4). Des tests ont montré que l'asservissement de la contrainte normale est d'autant plus précis que la

contrainte normale de consigne est forte. Nous évaluons cette précision à $\pm 3\ \sigma_n^{-0,9}$, où σ_n est exprimé en kPa. La précision de l'asservissement est donc inférieure à ± 0.03 dès lors que σ_n est supérieur à 100 kPa. Elle atteint ± 0.01 pour σ_n voisin de 1 MPa.

L'inconvénient de ce système, par rapport à un système plus classique (de type lest) est la fluctuation de l'effort normal. Par contre, il donne la possibilité de réguler l'effort normal autour d'une valeur de consigne variable pendant l'essai. Nous verrons dans la suite comment nous avons tiré parti de cette possibilité.

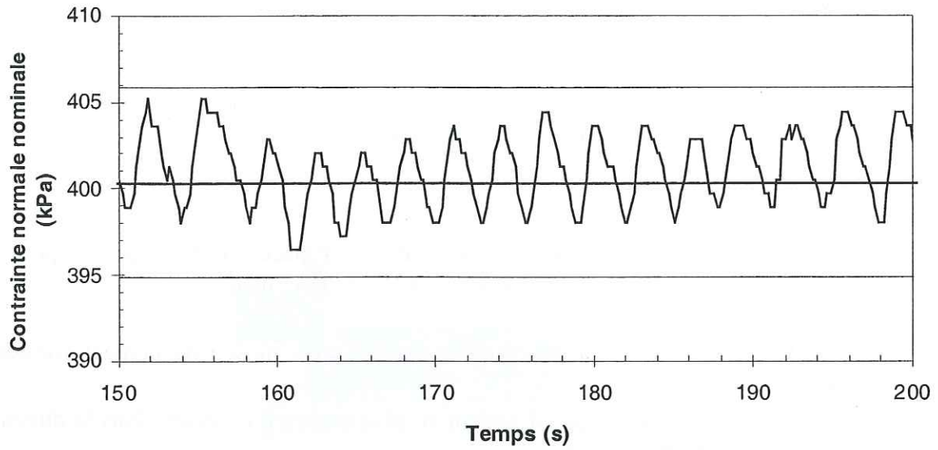


Figure 5.4. *Oscillation de la contrainte normale nominale autour de la consigne (400 kPa, trait épais) lors d'un essai de frottement réalisé à 10 mm.min^{-1}. En trait fin : intervalle d'incertitude.*

Remarques sur les contraintes au niveau de l'interface

La boîte de cisaillement direct que nous utilisons permet de réaliser des essais de cisaillement direct sur des sols. Dans ce cas, et s'il n'y a pas rotation de l'échantillon de sol, l'état de contrainte au niveau de l'interface est homogène. Ce n'est pas le cas pour nos essais. En effet, l'obligation d'imposer un jeu non nul entre la cellule et la plaque de béton, ainsi que l'importance des rugosités (qui réduit le contact glace-plaque à des contacts ponctuels disséminés sur la surface apparente de contact) contribuent à faire varier l'état de contrainte au niveau de l'interface.

5.3.1.5 Electronique de pilotage et de mesure

Description

Nous avons mis au point un programme spécifique pour l'acquisition des données et le pilotage de la machine d'essai. Pour l'acquisition de données, ce programme réalise la mise à zéro des différents capteurs, l'acquisition de données proprement dite et le calcul des contraintes nominales (à partir du diamètre de la cellule). En ce qui concerne le pilotage de l'essai, le programme gère l'asservissement de la contrainte normale (calcul du point de consigne en fonction des spécifications de l'utilisateur et régulation de la contrainte normale). Il intègre des sécurités qui évitent, par exemple, le dépassement de la capacité des capteurs d'effort.

Ce programme a été réalisé à l'aide du logiciel Visual Designer qui fonctionne en environnement Windows.

Instabilités

Nous avons remarqué que la chaîne d'acquisition de données est sensible aux variations de température (régulation de la température de la chambre froide, de période environ 30 min, et régulation de la température de la salle de mesure, de période environ 10 min). L'effet de ces instabilités génère sur les différentes grandeurs mesurées les incertitudes suivantes :

- sur la contrainte normale nominale : $\pm 3{,}75\times10^{-2}$ kPa
- sur la contrainte tangentielle nominale : $\pm 1{,}10\times10^{-1}$ kPa
- sur le déplacement normal : $\pm 5{,}23\times10^{-4}$ mm
- sur le déplacement tangentiel : $\pm 4{,}35\times10^{-3}$ mm.

5.3.1.6 Bilan sur les incertitudes

En cumulant les différentes sources d'incertitudes relevées précédemment, on obtient les incertitudes totales sur les différentes grandeurs mesurées. Elles sont les suivantes :

- mesure de σ_n (en prenant en compte l'incertitude sur l'asservissement de la contrainte normale) : $\pm (0{,}20 + 3\ \sigma_n^{0,1})$ (σ_n en kPa)
- mesure de σ_t : ± 0,60 kPa
- mesure de u_n : $\pm 9{,}95\times10^{-3}$ mm
- mesure de u_t : $\pm 1{,}01\times10^{-1}$ mm

Cela permet de calculer l'incertitude relative sur la valeur du coefficient de frottement μ :

$$\frac{\Delta\mu}{\mu} = \frac{0{,}2 + 0{,}6\,\mu^{-1} + 3\sigma_n^{0,1}}{\sigma_n} \qquad (5.1)$$

où σ_n est exprimé en kPa.

5.4 Fabrication des éprouvettes de glace et des plaques de béton

5.4.1 La glace

5.4.1.1 Géométrie de l'éprouvette

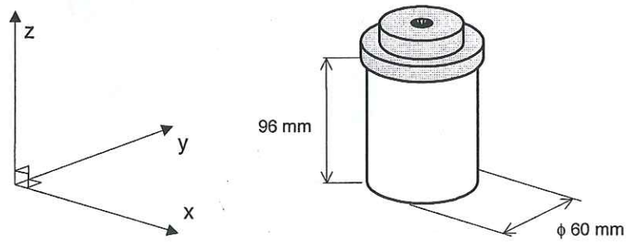


Figure 5.5. *Eprouvette de glace columnaire collée sur sa platine d'aluminium. x : direction de glissement, y : axe des colonnes cristallines, z : direction d'application de l'effort normal.*

Les éprouvettes sont des cylindres de glace columnaire de 60 mm de diamètre et 96 mm de hauteur (cf. Figure 5.5). La tolérance sur la hauteur est de ± 1 mm. Les colonnes cristallines ont un diamètre de 3 à 12 mm. Elles sont orientées perpendiculairement à l'axe du cylindre de

glace. Lors des essais de frottement, elles sont placées perpendiculairement à la direction de glissement.

Pour exercer l'effort normal sur l'éprouvette de glace, nous collons une platine d'aluminium de 75 mm de diamètre sur la face opposée à la face frottante.

5.4.1.2 Fabrication de la glace

Nous avons mis en place une procédure de fabrication de glace columnaire qui permet de contrôler sa structure (taille des colonnes cristallines notamment).

Dans un premier temps, nous congelons de l'eau distillée pour obtenir des pains de glace de structure quelconque. Ces pains de glace sont ensuite broyés et tamisés pour sélectionner des particules de diamètre compris entre 1,6 et 2 mm, que l'on colle sur le fond métallique d'un bac rectangulaire dont les parois verticales sont calorifugées. Ce bac est ensuite placé sur une table réfrigérante à -10°C et rempli d'eau distillée à 0°C. L'ensemble est placé dans une chambre froide à 0°C. La glace croît du bas vers le haut. Pour éviter de piéger des bulles d'air, l'eau est agitée en permanence pendant toute la phase de congélation. Lors de la croissance de la glace, les cristaux dont les axes c sont horizontaux croissent plus rapidement que les autres. A la fin de la congélation du bloc de glace, nous prélevons une tranche horizontale dans la partie supérieure du parallélépipède de glace. Dans cette tranche la glace présente une structure columnaire homogène, avec des colonnes d'un diamètre moyen de 8 mm et dont les axes c sont horizontaux. Cette tranche de glace constitue le germe que nous utiliserons pour fabriquer la glace nécessaire aux essais. Celle-ci est produite en en répétant le processus de croissance décrit ci-dessus, les cristaux de glace tamisés étant remplacés par le germe de glace columnaire (cf. Figure 5.6).

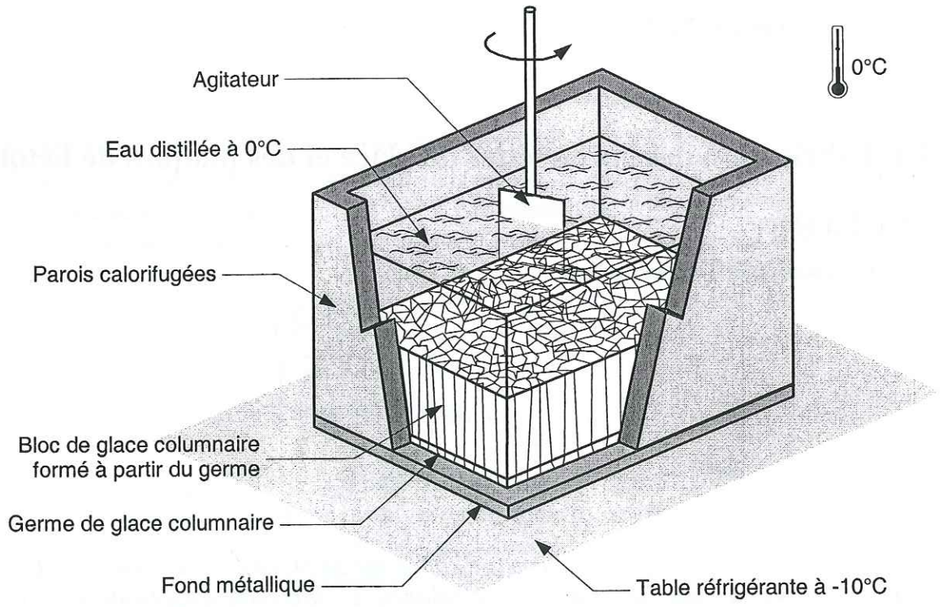


Figure 5.6. *Fabrication de glace columnaire d'eau douce à partir d'un germe collé au fond du bac de croissance. La croissance de la glace se fait du bas vers le haut.*

5.4.1.3 Usinage de l'éprouvette

Pour réaliser les éprouvettes de glace, nous partons d'un cube de glace d'environ 10 cm de coté, prélevé dans un bloc de glace columnaire. Nous collons sur ce cube la platine qui servira à transmettre l'effort normal. Cette platine est montée dans les mors d'un tour situé en chambre froide à -10°C, et nous usinons alors une ébauche de diamètre environ 70 mm. Les ébauches sont placées dans un sac étanche et stockées dans un congélateur à -40°C, jusqu'à leur utilisation pour un essai.

Quelques heures avant le début d'un essai, une ébauche est sortie du congélateur et placée en chambre froide à -10°C. Une heure avant le début de l'essai, nous procédons à l'usinage de l'éprouvette pour lui donner son diamètre définitif. L'éprouvette est ensuite placée dans la cellule, préalablement graissée. Les colonnes cristallines sont placées perpendiculairement à la direction de glissement. Aucun maintien n'est nécessaire pour éviter la rotation de la glace dans la cellule, au cours de l'essai.

5.4.2 Les plaques de béton

5.4.2.1 Reproductibilité de la rugosité de surface

Les plaques que nous utilisons sont fabriquées en coulant 12 mm de mortier sur une plaque d'acier (175 mm × 150 mm, épaisseur 3 mm) munie de 20 connecteurs destinés à assurer une parfaite liaison entre l'acier et le béton (cf. Figure 5.7). Le problème posé par leur réalisation tient principalement à l'obtention d'une valeur donnée de la rugosité de la surface de béton et à la capacité à reproduire cette rugosité pour différentes plaques (nous souhaitons disposer de plusieurs plaques de rugosités identiques, compte tenu du grand nombre d'essais envisagés et des risques d'usure importants des plaques).

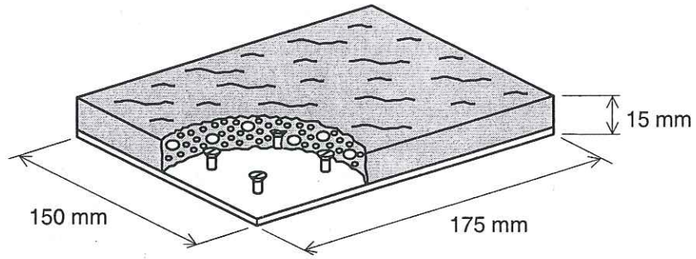


Figure 5.7. *Constitution de la plaque de béton.*

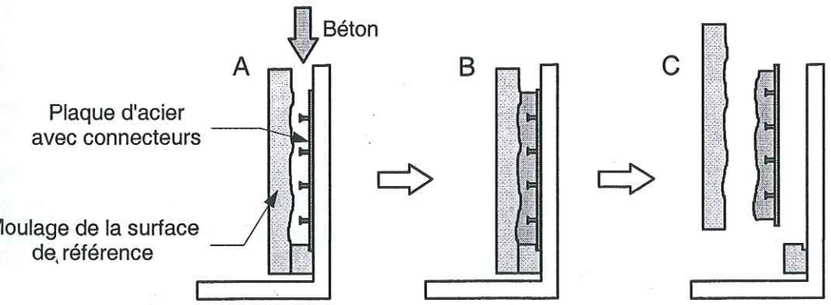


Figure 5.8. *Fabrication des plaques de béton. A : coulage du béton dans le moule, B : prise du béton, C : Décoffrage. La plaque métallique munie de connecteurs est placée dans le coffrage avant la coulée.*

La solution retenue a consisté à fabriquer, dans un premier temps, des plaques de rugosités différentes (l'état de surface étant réalisé aléatoirement, à l'aide d'une truelle, au moment du coulage) puis à sélectionner trois plaques de rugosités $R_a = 0{,}11$ mm, $R_a = 0{,}29$ mm, et $R_a = 0{,}55$ mm qui constituent pour la suite des plaques modèles.

Nous avons réalisé ensuite un moulage de la surface frottante de chaque plaque modèle à l'aide d'une résine silicone. Ces moulages ont ensuite servi de coffrages pour de nouvelles plaques de béton (cf. Figure 5.8), permettant de reproduire l'état de surface des plaques modèles (cf. Figure 5.9).

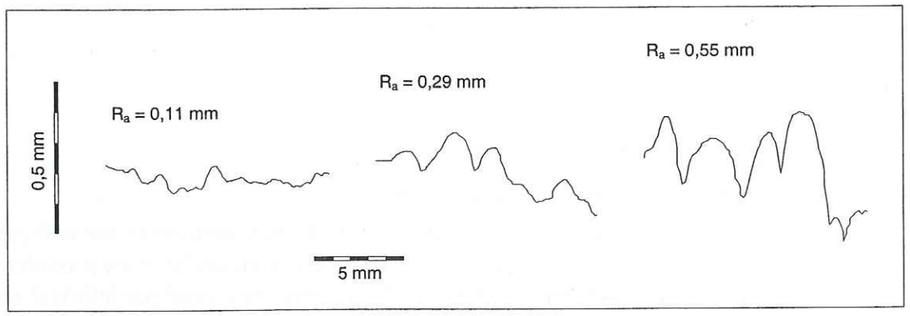


Figure 5.9. *Profil type de la géométrie des trois types de plaques utilisées pour les essais.*

5.4.2.2 Composition du mortier et réalisation des plaques

Compte tenu de l'étroitesse du moule (ouverture de 12 mm, présence des connecteurs) et de la nécessité de réaliser une surface frottante sans bulles, nous avons dû composer un micro-béton fluide pour permettre le moulage convenable des plaques.

Pour ce faire, nous avons utilisé un ciment CPJ45 et deux sables de granulométries 0,2 - 0,6 mm et 3 – 5 mm. La composition du béton a été calculée en utilisant la méthode de Dreux et Gorisse (Dreux et Festa, 1995), en visant une résistance en compression à 28 jours de 30 MPa, puis en ajustant la quantité d'eau de manière à obtenir la fluidité requise. Nous aboutissons à la composition suivante :

- Eau : 2,5 volumes
- Ciment : 4 volumes
- Sable 0,2 - 0,6 : 5 volumes
- Sable 3 - 5 : 5 volumes

Cette composition permet d'obtenir un micro-béton de résistance moyenne (nous l'estimons à 20 à 25 MPa à 28 jours).

Ce micro-béton était coulé dans les moules, en effectuant la vibration par piquage à l'aide d'une tige d'acier. Après démoulage, les plaques étaient stockées pendant plus d'un mois, pour permettre la maturation du béton et pour obtenir un séchage suffisant, destiné à éviter les problèmes de gel à l'entrée en chambre froide.

5.5 Mesure et suivi de la rugosité de la surface de béton

5.5.1 Choix d'une mesure de la rugosité

Il existe un grand nombre de définitions de la rugosité. La plupart font intervenir la notion de ligne moyenne du profil de la surface à caractériser (Michel, 1989). Nous avons retenu la mesure la plus couramment utilisée qui est l'écart moyen arithmétique R_a (nous le nommerons dans la suite rugosité moyenne). Cette mesure est définie comme:

$$R_a = \frac{1}{n}\sum_{j=1}^{n} R_{a_j} \qquad (5.2)$$

où R_{a_j} est la rugosité moyenne d'un profil de base de longueur λ et n le nombre de profils de base. R_{a_j} est calculé comme :

$$R_{a_j} = \frac{1}{\lambda}\int_0^{\lambda} |y(x)|\,dx \qquad (5.3)$$

où λ est la longueur du profil de référence et y(x) l'altitude de la surface à l'abscisse x, mesurée par rapport au profil moyen (cf. Figure 5.10). La longueur du profil de référence est la longueur sur laquelle se fait la détermination, par lissage, de la ligne moyenne du profil de référence.

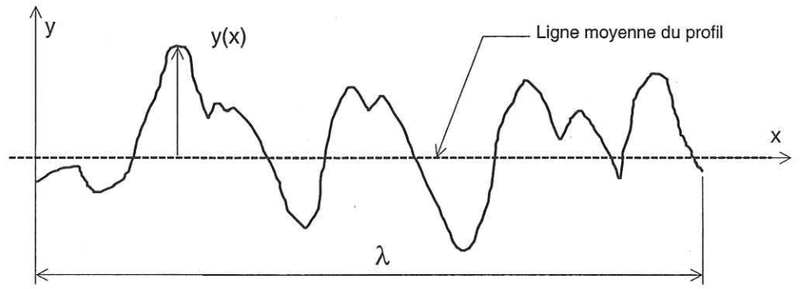


Figure 5.10. *Calcul de la rugosité moyenne d'un profil.*

5.5.2 Rugosimètre

Le choix de suivre l'évolution de la rugosité des plaques essai après essai nous a contraints à développer un appareillage spécifique qui ne nécessite pas le démontage de la plaque de béton à la fin de chaque essai. Cet appareillage se compose d'un bras articulé monté sur une potence fixée sur le bâti de la machine (cf. Figure 5.11). L'extrémité du bras articulé est munie d'un pointeau qui repose sur la surface de la plaque de béton. La mesure de rugosité se fait en déplaçant la plaque de béton sous le pointeau, le profil de référence ayant une longueur de 26 mm. Le déplacement vertical du pointeau et le déplacement horizontal de la plaque de béton sont enregistrés simultanément avec les capteurs de déplacement utilisés pour les essais de frottement. Un programme d'acquisition spécifique permet l'acquisition de la géométrie du profil de référence et le calcul de la rugosité moyenne du profil.

5.5.3 Rugosité moyenne d'une plaque, suivi de profil

La rugosité moyenne d'une plaque est caractérisée par la valeur de R_a calculée pour six profils de référence régulièrement répartis sur la surface de béton subissant le frottement (cf. Figure

5.12). La mise en position du pointeau sur les profils de référence se fait à l'aide de repères tracés sur le bâti de la boîte de cisaillement direct.

Cette mesure est réalisée avant et après chaque essai, sur plaque exempte de particules d'usure (glace broyée, pâte de ciment, granulat déchaussé). Elle permet de suivre l'évolution de la rugosité au cours d'une série d'essais successifs (sans démontage de la plaque).

De plus, un système de référence utilisé pour la mise à zéro des capteurs de déplacement au début de chaque essai permet de suivre l'évolution de la géométrie des plaques au fil des essais.

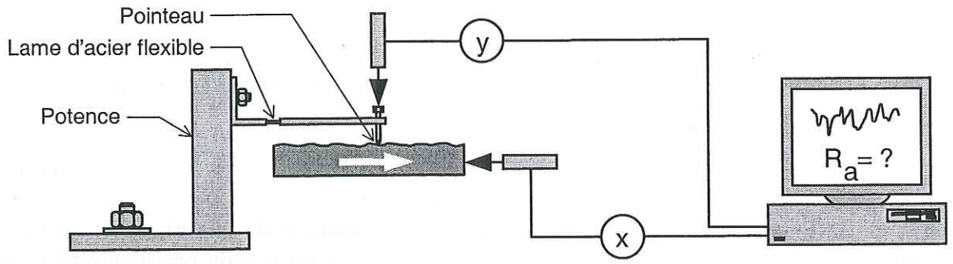


***Figure 5.11**. Appareillage de mesure de la rugosité moyenne.*

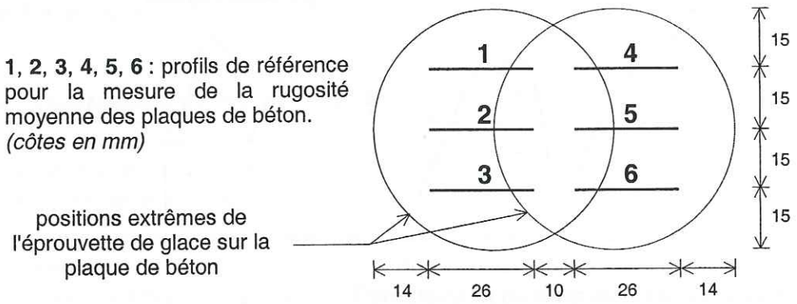


***Figure 5.12**. Position des six profils de mesure de la rugosité sur les plaques de béton.*

5.5.4 Incertitudes sur la mesure de R_a

L'incertitude sur la mesure de R_a est due à la différence entre le profil relevé et le profil réel des plaques, imputable au fait que :

- les capteurs de déplacements génèrent une incertitude de $\pm 9{,}65.10^{-2}$ mm sur l'abscisse et de $\pm 9{,}43\times10^{-3}$ mm sur l'altitude des points relevés.
- le diamètre de l'extrémité du pointeau (1 mm) ne permet pas de suivre parfaitement le profil, notamment lorsque la pente est forte.

Ces incertitudes génèrent les erreurs suivantes sur la mesure de la rugosité moyenne des plaques :

- pour une rugosité moyenne de 0,1 mm : ± 25 %.
- pour une rugosité moyenne de 0,3 mm : ± 20 %.
- pour une rugosité moyenne de 0,5 mm : ± 15 %.

dont ± 4 % est imputable à l'effet de la forme du pointeau, le reste étant dû aux incertitudes sur les mesures de déplacement.

5.6 Observations optiques

Nous effectuons des observations optiques systématiques des matériaux frottants (et tout spécialement de la glace) à la fin de chaque essai. Ces observations sont faites à l'oeil nu ou avec une loupe binoculaire Leica, les observations intéressantes faisant l'objet de prises de vues photographiques à l'aide d'un boîtier Olympus OM2.

5.6.1 Observation à l'œil nu

Un examen systématique des surfaces frottantes (glace et béton) est réalisé immédiatement après chaque essai. Il vise avant tout à confirmer le bon déroulement de l'essai. Il permet aussi d'estimer la mise en jeu éventuelle de certains mécanismes de déformation de l'interface (fissuration, déformation plastique). Enfin il sert à orienter des observations plus fines.

5.6.2 Microscopie en réflexion

La microscopie en réflexion est utilisée pour observer la glace après frottement. Cette technique qui nécessite un éclairage en lumière polarisée, permet d'observer la surface de la glace sans être gêné par sa transparence, et notamment par la présence de fissures en profondeur. Nous pouvons ainsi observer les déformations de surface de la glace, l'extrémité des fissures débouchantes et l'abrasion de la glace. Cette technique permet aussi de détecter la présence de recristallisation dans les traces de frottement.

5.6.3 Microscopie en transmission

Cette technique est utilisée pour compléter la microscopie en réflexion. Elle permet principalement d'observer la fissuration dans la glace, au voisinage de la surface frottante. Cette observation est rendue possible parce que les fissures jouent le rôle de réflecteurs pour les rayons lumineux.

5.6.4 Coupes de la surface de la glace

Nous réalisons parfois des coupes de la surface de glace. Ces coupes sont faites à l'aide d'une scie à ruban. Pour éviter tout risque d'endommagement de la surface au moment du sciage, nous compactons au préalable une couche de neige d'un centimètre sur la surface de glace. Cette couche de neige adhère à la glace par frittage. La découpe est ensuite réalisée perpendiculairement à la surface de frottement et à la direction de glissement. Les traces de sciage qui marquent la surface de découpe sont éliminées par sublimation.

Cette technique permet :

- d'évaluer la profondeur des rainures formées à la surface de la glace après frottement sur les aspérités de la surface de béton.
- de mesurer la profondeur affectée par la recristallisation.

5.6.5 Lames minces

Des lames minces sont réalisées pour contrôler la taille des colonnes de la glace. Elles sont préparées en sciant en deux parties égales l'éprouvette de glace perpendiculairement aux

colonnes. L'un des morceaux est collé sur une lame de verre, et son épaisseur est réduite à quelques dixièmes de millimètres à l'aide d'un microtome. L'observation de la lame mince entre deux polariseurs croisés, permet d'observer les différents cristaux de glace qui apparaissent de différentes couleurs suivant l'orientation des axes c.

Nous avons aussi utilisé cette technique pour observer la recristallisation dans les traces de frottement. Dans ce cas, nous prélevons l'extrémité de l'éprouvette de glace comportant la face frottante, et, après amincissement par fonte sur une plaque de verre chaude, nous obtenons une lame d'un millimètre d'épaisseur environ, à observer entre polariseurs croisés.

5.7 Protocole expérimental

5.7.1 Types d'essais réalisés

Une première étude (Fiorio, 1993), destinée à valider l'utilisation de la boîte de cisaillement direct pour des essais de frottement glace-béton, a permis de définir un premier type d'essai : l'essai de frottement sous charge normale constante. C'est ce type d'essai que nous avons commencé par effectuer. Au fur et à mesure de l'avancée de notre étude, le temps nécessaire à la réalisation des essais est apparu extrêmement long au regard des résultats obtenus. Pour diminuer la durée des essais, nous avons mis en place un deuxième type d'essai de frottement : l'essai sous charge normale variable par paliers.

5.7.1.1 Essais sous charge normale constante (CNC)

Objectif

Les essais CNC consistent à réaliser des mesures de frottement glace-béton pour une contrainte normale nominale, une vitesse d'entraînement et une rugosité moyenne de la plaque de béton données. Ce sont des essais cycliques, ce qui permet d'étudier l'évolution du frottement au cours du temps. Ils donnent bien entendu des informations sur le niveau de frottement en fonction des différents paramètres imposés.

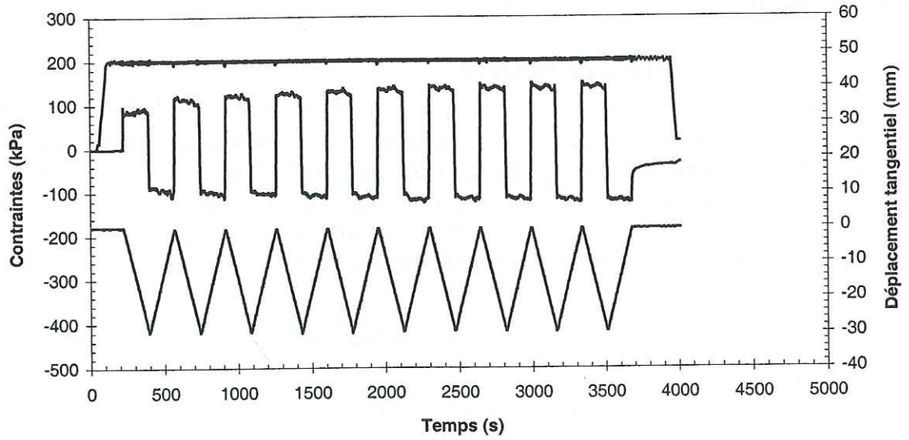


Figure 5.13. Contrainte normale, contrainte et déplacement tangentiels lors d'un essai CNC.

Principe (cf. Figure 5.13)

L'éprouvette de glace étant placée dans la cellule, on met en place l'étrier qui sert à appliquer l'effort normal sur la glace et les capteurs de déplacement. Les zéros sont faits pour l'ensemble des capteurs (la procédure dure quelques minutes) puis la mise en charge commence, sans déplacement relatif de la glace par rapport à la plaque. Une fois que la contrainte normale nominale a atteint la valeur de consigne (deux minutes environ après le début de la mise en charge), le déplacement horizontal du chariot porte-plaque est activé. Au bout de sa course, le sens de déplacement du chariot porte-plaque est automatiquement inversé et le chariot retourne à sa position initiale. Un à vingt-quatre cycles de ce type sont réalisés (la plupart des essais sont réalisés avec dix cycles). A la fin de l'essai, l'éprouvette de glace est déchargée puis démontée.

5.7.1.2 Essais sous charge normale variable par palier (CNVP)

Objectif

Deux constats nous ont conduit à mettre en place les essais CNVP :

- les essais CNC sont très longs à réaliser (une heure pour un essai réalisé avec une vitesse de glissement de 10 mm.min^{-1}, 4 jours pour une vitesse de glissement de 0,1 mm.min^{-1}).

- du fait de l'usure des plaques, il est difficile, voire impossible, de conserver la même rugosité moyenne pour faire des essais CNC avec différentes vitesses d'entraînement ou différentes contraintes normales nominales.

Chaque essai CNVP permet de remplacer six essais CNC, pour une durée similaire à celle d'un seul essai CNC. Ce type d'essai permet, en outre, de limiter l'usure des plaques, ce qui limite les variations de rugosité de la plaque de béton.

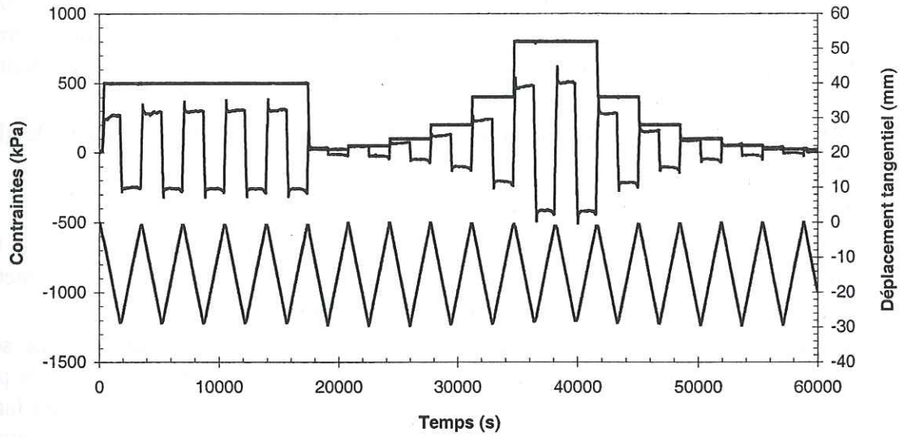


Figure 5.14. Contrainte normale, contrainte et déplacement tangentiels lors d'un essai CNVP

Principe (cf. Figure 5.14)

Les essais CNVP sont réalisés suivant la même procédure que les essais CNC. La seule différence provient du fait que la contrainte normale nominale varie au cours de l'essai. Les cinq premiers cycles de frottement sont réalisés sous une contrainte normale nominale de 500 kPa. Ces cycles sont nécessaires pour obtenir un niveau de frottement stable (cf. Chapitre 6). Pour le cycle suivant, la contrainte normale nominale est ramenée à 25 kPa. Ensuite, les cycles qui suivent sont réalisés sous des contraintes normales nominales de plus en plus

importantes (50, 100, 200, 400 et 800 kPa). Notons que la contrainte normale nominale reste constante au cours de chaque cycle. Le dernier cycle (sous 800 kPa) est doublé, puis une nouvelle série de cycles de frottement ramène successivement, par paliers dégressifs, la contrainte normale nominale à une valeur de 25 kPa. Dans certains cas, les douze cycles de mise en charge puis de décharge sont répétés une nouvelle fois avant l'arrêt de l'essai.

5.7.2 Description récapitulative de l'essai complet

5.7.2.1 Avant l'essai

La plaque de béton est en place sur la machine. Nous relevons la géométrie de six profils prédéfinis régulièrement répartis sur la surface de béton qui subit le frottement de la glace. A partir de ces mesures, nous calculons la rugosité moyenne de la plaque de béton.

Juste avant l'essai, nous usinons l'éprouvette de glace à -10°C en partant d'une ébauche réalisée au préalable à partir de glace columnaire fabriquée en laboratoire. L'étanchéité du contact glace-cellule est obtenue avec une graisse silicone.

L'éprouvette de glace dans sa cellule est ensuite placée sur la plaque de béton et les capteurs de déplacement sont mis en place. Le système d'acquisition fait la mise à zéro des différents capteurs (efforts normal et tangentiel, déplacements normal et tangentiel).

5.7.2.2 Pendant l'essai

L'essai commence par la mise en charge de l'éprouvette : on impose à l'interface la contrainte normale nominale souhaitée. Une fois cette contrainte atteinte, le déplacement tangentiel de la glace sur la plaque de béton débute par une série de cycles de frottement. Selon le type d'essai :

- CNC : la contrainte normale nominale reste constante au cours des cycles (en général dix).
- CNVP : cinq cycles de maturation du contact sont réalisés sous une contrainte normale nominale de 500 kPa. Une série de 12 cycles est ensuite réalisée pour les contraintes normales nominales 25, 50, 100, 200, 400, 800, 800, 400, 200, 100, 50 et 25 kPa.

A la fin de l'essai, la contrainte normale nominale est ramenée à zéro, et l'éprouvette de glace est démontée.

5.7.2.3 Après l'essai

Immédiatement après l'essai, nous réalisons une première série d'observations à l'oeil nu. Ces observations concernent l'éprouvette de glace et la plaque de béton. Elles ont pour objet de vérifier le bon déroulement de l'essai et d'orienter les observations futures.

Dans un deuxième temps (en évitant des délais trop importants), nous réalisons une série d'observations plus approfondies de la glace (et parfois du béton) à la loupe binoculaire pour détecter les mécanismes de déformations de la glace qui ont été mis en jeu. Quelques lames minces sont ensuite réalisées qui servent à contrôler la taille des cristaux de glace ou à étudier la recristallisation dans les traces laissées à la surface de la glace.

Une fois ces observations faites, l'éprouvette de glace et les lames minces sont placées dans des sachets étanches et stockées à -40°C.

5.8 Conclusion

En décrivant la procédure expérimentale, nous avons indiqué les sources potentielles d'erreur de mesure et nous avons tenté de les évaluer. Ces marges d'erreur restent tout à fait

acceptables, dans la mesure où les procédures décrites sont respectées. La définition du protocole expérimental qui comporte les deux types d'essais CNC et CNVP devrait permettre en principe de tendre vers la perfection, ou tout au moins d'obtenir une très bonne reproductibilité des expériences. Nous verrons dans la suite que ce but est très difficile à atteindre dans le domaine de fonctionnement de l'interface glace-béton que nous voulons explorer, principalement en raison de l'influence de la déformation viscoplastique de la glace.

Chapitre 6
Résultats expérimentaux

6.1 Introduction

Nous allons maintenant donner une description qualitative des différentes phases typiques observées pendant nos essais de frottement. Nous exposerons les problèmes rencontrés, notamment en ce qui concerne la mise en charge et la reproductibilité des résultats. Les résultats présentés dans ce chapitre, d'une manière qui se veut synthétique, ne concernent que le coefficient de frottement. Pour ne pas alourdir ce document, nous n'avons pas souhaité donner le détail de la totalité des résultats expérimentaux. Bien entendu, nous tenons à la disposition de ceux qui le souhaiteraient l'ensemble de ces résultats.

6.2 Programme d'essais

Nous avons réalisé un ensemble d'essais dans les gammes de contrainte normale nominale, vitesse d'entraînement et rugosité moyenne suivantes :

- contrainte normale nominale σ_n : 25 à 800 kPa.
- vitesse d'entraînement V_e : 0,1 à 10 mm.min^{-1}.
- rugosité moyenne R_a : 0,1 à 0,5 mm.

Les plages de variation de ces trois variables définissent un volume dans l'espace $\{\sigma_n, V_e, R_a\}$. La totalité des essais réalisés (CNC et CNVP) ne balaye pas ce volume de manière homogène. En effet, peu d'essais ont été menés sur plaque très rugueuse (R_a = 0,5 mm), par contre les rugosités moyennes et faibles (R_a = 0,1 à 0,4 mm) sont bien couvertes, pour l'ensemble des gammes de contrainte normale nominale et de vitesse d'entraînement.

Nous n'avons pas réalisé d'essais CNVP pour la vitesse d'entraînement la plus faible (0,1 mm.min^{-1}) : la durée de l'essai (un peu plus de sept jours) ne permet pas de travailler dans des conditions satisfaisantes. Pour compenser, nous avons réalisé deux essais CNC supplémentaires avec une vitesse de glissement de 0,1 mm.min^{-1}.

Les contraintes normales nominales de 100 et 400 kPa n'ont pas été utilisées pour réaliser des essais CNC, sauf dans le cas des deux essais mentionnés ci-dessus.

Enfin, pour étudier la fidélité de la machine d'essai, nous avons doublé certains essais.

6.2.1 Essais CNC

Nous avons réalisé 45 essais CNC. Le Tableau 6.1 donne la liste des conditions d'essai : contrainte normale nominale, vitesse d'entraînement, et rugosité. Comme la rugosité est susceptible de varier en cours d'essai, nous indiquons les valeurs de la rugosité initiale, notée R_{ai}, mesurée avant le début de l'essai, et de la rugosité finale, notée R_{af}, mesurée à la fin de l'essai, après nettoyage de la plaque de béton.

La lettre qui constitue le premier caractère de l'indicatif de l'essai définit la rugosité de la plaque de béton. Plus précisément, elle fait référence à la rugosité moyenne de la plaque modèle utilisée pour fabriquer les moules de coffrage des plaques (cf. Chapitre 5). Cette référence est faite de la manière suivante :

- p : "petite" rugosité (plaque modèle de rugosité moyenne 0,11 mm).
- g : "grande" rugosité (plaque modèle de rugosité moyenne 0,29 mm).
- t : "très grande" rugosité (plaque modèle de rugosité moyenne 0,55 mm).

Les huit essais placés à la fin du Tableau 6.1 ont été réalisés lors d'une étude précédente (Fiorio, 1993). Pour ces essais, nous n'avions pas mesuré l'évolution de la rugosité des surfaces de béton (une plaque "lisse" et une plaque "rugueuse") au cours des essais. Un contrôle a posteriori nous a permis de considérer que la rugosité n'a pas varié au cours des essais.

Tableau 6.1. Liste des essais CNC effectués

Essai	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	$R_{a\,i}$ (mm)	$R_{a\,f}$ (mm)
p010011	*50*	*10*	*0,11*	*0,10*
p010012	*50*	*10*	*0,07*	*0,07*
p010021	50	5	0,11	0,11
p010031	50	1	0,07	0,08
p010041	50	0,5	0,10	0,09
p010051	50	0,1	0,10	0,10
p020051	100	0,1	0,07	0,08
p040011	200	10	0,10	0,10
p040021	200	5	0,06	0,08
p040031	200	1	0,11	0,10
p040041	*200*	*0,5*	*0,07*	*0,07*
p040042	*200*	*0,5*	*0,08*	*0,07*
p040051	*200*	*0,1*	*0,11*	*0,11*
p040052	*200*	*0,1*	*0,07*	*0,06*
p080051	400	0,1	0,10	0,10
p160011	*800*	*10*	*0,07*	*0,07*
p160012	*800*	*10*	*0,08*	*0,06*
p160021	800	5	0,07	0,07
p160031	800	1	0,08	0,07
p160041	800	0,5	0,10	0,08
p160051	*800*	*0,1*	*0,08*	*0,07*
p160052	*800*	*0,1*	*0,07*	*0,07*
g010011	50	10	0,19	0,18
g010031	50	1	0,15	0,18
g010051	50	0,1	0,18	0,17
g040011	*200*	*10*	*0,28*	*0,24*
g040012	*200*	*10*	*0,12*	*0,13*
g040021	200	5	0,17	0,15
g040031	200	1	0,13	0,14
g040041	200	0,5	0,24	0,27
g040051	200	0,1	0,17	0,17
g080011	400	10	0,19	0,19
g080031	400	1	0,19	0,19
g080051	400	0,1	0,19	0,19
t080011	400	10	0,54	0,53
t080031	400	1	0,55	0,54
t080051	400	0,1	0,53	0,52
gla041	500	10	0,25	0,25
gla053	500	1	0,25	0,25
gla121	500	10	0,25	0,25
gla141	500	10	0,001	0,001
gla151	500	10	0,001	0,001
gla203	500	1	0,001	0,001
gla241	300	10	0,001	0,001
gla295	300	0,1	0,001	0,001

6.2.2 Essais CNVP

Nous avons réalisé 8 essais CNVP. Le Tableau 6.2 liste les conditions de ces essais, avec les mêmes conventions que dans le Tableau 6.1.

Un astérisque en fin d'indicatif indique que nous avons doublé les cycles charge-décharge pour l'essai considéré. Pour les essais gcnpa11 à gcnpa41 nous avons limité la mise en charge à 400 kPa.

***Tableau 6.2** Liste des essais CNVP effectués*

Essai	σ_n (kPa)	Ve (mm.min-1)	Ra i (mm)	Ra f (mm)
pcnpa11	cyclique	10	0,07	0,07
pcnpa21	cyclique	5	0,08	0,08
pcnpa31	cyclique	1	0,06	0,07
pcnpa41*	cyclique	0,5	0,08	0,07
gcnpa11*	cyclique	10	0,27	0,12
gcnpa21*	cyclique	5	0,13	0,13
gcnpa31*	cyclique	1	0,14	0,17
gcnpa41	cyclique	0,5	0,17	0,19

6.2.3 Durée des essais

Il nous paraît important de mentionner ici la durée nécessaire à la réalisation de chaque essai. Cette durée dépend de la vitesse d'entraînement choisie et du nombre de cycles (en général 10 cycles pour les essais CNC et 17 cycles pour les essais CNVP). Les durées d'essai sont données dans le Tableau 6.3.

***Tableau 6.3.** Durée de chaque type d'essai en fonction de la vitesse d'entraînement affichée.*

Ve (mm min^{-1})	Durée essai CNC	Durée essai CNVP
10	1 h	1 h 45 min.
5	2 h	3 h 30 min.
1	10 h	17 h
0,5	1 jour	1,4 jours
0,1	4 jours	/

6.2.4 Problèmes spécifiques aux essais CNVP

Le temps de réaction du système d'asservissement de la contrainte normale nominale est la durée nécessaire pour obtenir, après une variation de cette contrainte, son retour à la valeur de consigne. Cette durée dépend :

- du temps de traitement des différentes informations par le micro-ordinateur,
- de la vitesse de rotation du moteur qui commande la charge et la décharge de l'éprouvette.
- de la rigidité de l'anneau dynamométrique qui sert à la mesure de l'effort normal.

La vitesse de rotation du moteur de notre machine est faible (de l'ordre de 0,5 tr.min^{-1}). Cela est nécessaire pour éviter des instabilités de la régulation. Il en résulte une vitesse de chargement-déchargement voisine de 6 kPa.s^{-1}.

Les perturbations de la contrainte normale nominale ont deux origines :

- le déplacement normal de l'éprouvette de glace sur la plaque : il est dû à l'usure et au fluage de la glace, ainsi qu'aux imperfections géométriques de la surface de béton. Il est à l'origine de variations de la déformation de l'anneau dynamométrique qui mesure l'effort normal. Ces variations entraînent des variations de la contrainte normale nominale qui doivent être corrigées par le système de régulation.
- le changement de point de consigne pour l'asservissement de la contrainte normale nominale (essais CNVP).

La plupart du temps, les perturbations de la contrainte normale nominale en cours d'essai à valeur de consigne donnée, sont faibles (de l'ordre de 1 kPa) et le temps de réaction du système d'asservissement est court (on peut le considérer instantané comparé à la durée de l'essai). Cependant, dans le cas des essais CNVP, les perturbations de la contrainte normale nominale sont importantes lors des changements de point de consigne. Nous observons alors des temps de réaction qui atteignent 1 minute. Cette durée n'est plus négligeable dans le cas où la vitesse d'entraînement de la plaque est importante (5 et 10 mm.min^{-1}) et une partie des cycles de frottement est alors réalisée sous une contrainte normale nominale différente de la consigne.

Il faut donc prêter une attention toute particulière au dépouillement des essais CNVP réalisés avec une vitesse d'entraînement importante.

D'autre part, lors des essais CNVP, la modification du point de consigne de contrainte normale nominale est faite à la fin de chaque cycle de frottement (un aller-retour de la glace sur la plaque de béton). La fin d'un cycle est caractérisée par le changement de signe de la contrainte tangentielle. Pour les cycles réalisés sous faible contrainte normale (25 kPa), la fluctuation du zéro du capteur d'effort tangentiel n'a pas toujours permis de détecter la fin du cycle, ce qui a perturbé le déroulement de l'essai, sans toutefois le remettre en cause.

6.3 Précision et reproductibilité des mesures

Nous avons détaillé au Chapitre 5 (§ 5.3) les origines des diverses incertitudes liées à la nature des mesures et au dispositif expérimental. Nous avons montré que l'erreur relative sur le coefficient de frottement μ est donnée par :

$$\frac{\Delta\mu}{\mu} = \frac{0{,}2 + 0{,}6\mu^{-1} + 3\sigma_n^{0,1}}{\sigma_n} \qquad (6.1)$$

où σ_n est exprimé en kPa.

Afin de vérifier la reproductibilité des essais, nous en avons réalisé plusieurs en double. Ces essais sont indiqués en italique dans le Tableau 6.1. Ils constituent des couples composés comme suit :

- Couple C1 : essais p010011 et p010012.
- Couple C2 : essais g040011 et g040012.
- Couple C3 : essais p040041 et p040042.
- Couple C4 : essais p160011 et p160012.
- Couple C5 : essais p160051 et p160052.
- Couple C6 : essais p040051 et p040052.

Les couples C3 à C6 donnent des résultats identiques : les courbes de contrainte tangentielle et de déplacement normal pour les deux essais d'un même couple sont superposées (cf. Figure 6.1) et nous observons la même tendance au frottement avec *stick-slip* pour les deux essais du couple C4 (cf. Figure 6.2).

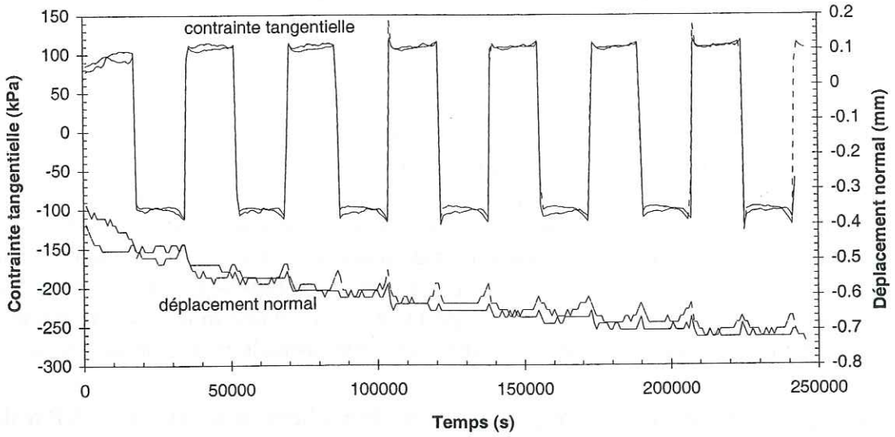


Figure 6.1. *Courbes de contrainte tangentielle et de déplacement normal pour les essais p040051 (trait plein) et p040052 (pointillés). Les résultats de ces deux essais sont identiques.* σ_n *= 200 kPa,* V_e *= 0,5 mm.min-1,* R_a *voisin de 0,1 mm.*

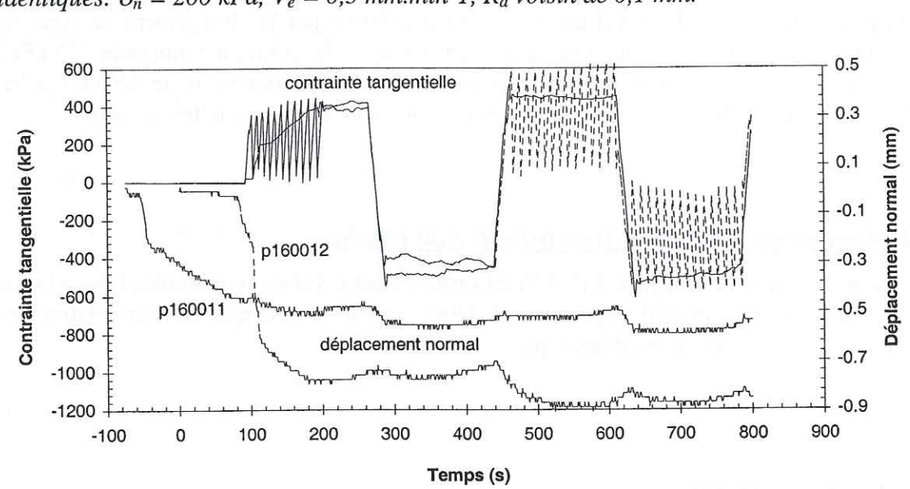


Figure 6.2. *Contrainte tangentielle et déplacement normal pour les essais p160011 (trait plein) et p160012 (pointillés). Ces essais présentent le même niveau de frottement et la même tendance au stick-slip. Le décalage entre les courbes de déplacement normal est probablement dû à des conditions différentes d'usure à l'interface.* σ_n *= 800 kPa,* V_e *= 10 mm.min*$^{-1}$*,* R_a *voisin de 0,07 mm.*

Les couples C1 et C2 ne présentent pas ce type de comportement. Mais dans ces deux cas, les essais n'ont pas été réalisés tout à fait dans les mêmes conditions. Les essais du couple C1 n'ont pas été réalisés sur la même plaque de béton et les rugosités moyennes des deux plaques ne sont pas identiques (0,102 et 0,073 mm). Les essais du couple C2 ont été réalisés sur la même plaque, mais huit autres essais ont été intercalés entre ceux du couple. L'usure

consécutive de la plaque entraîne que la rugosité moyenne est donc très différente d'un essai à l'autre (0,262 et 0,126 mm). Il n'est donc pas judicieux de considérer que les essais des couples C1 et C2 ont été réalisés dans des conditions similaires.

Les résultats des couples C3 à C6 montrent que la procédure expérimentale suivie permet une bonne reproductibilité des mesures. De plus, cette comparaison par couples montre que le frottement est assez fortement sensible aux conditions de contact : de petits changements de la géométrie de la plaque de béton peuvent engendrer des différences de contrainte tangentielle assez fortes, les autres paramètres restant fixés. Cela confirme donc l'importance de suivre l'évolution de la rugosité moyenne des plaques au cours des essais.

6.4 Les différentes phases d'un essai

Dans ce paragraphe, nous allons décrire succinctement et de manière qualitative les phénomènes observés lors des phases caractéristiques du déroulement d'un essai.

6.4.1 Début de l'essai

Au démarrage de l'essai de frottement proprement dit, l'éprouvette de glace est en place dans la cellule. L'essai débute par la mise en charge de l'interface (affichage de la valeur de consigne), et le démarrage du glissement.

6.4.1.1 Mise en charge

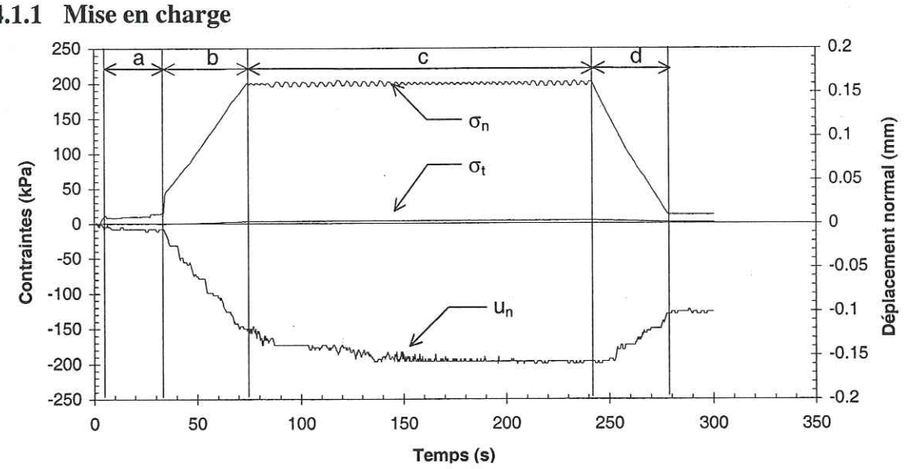


Figure 6.3. *Essai de mise en charge. La courbe* u_n *est la moyenne mobile sur 7 points du déplacement normal mesuré. La procédure est la même que pour un essai de frottement, avec une vitesse d'entraînement nulle.*

Nous avons réalisé quelques essais de mise en charge analogues aux essais CNC, si ce n'est que l'on n'impose pas de déplacement de la plaque de béton sous la glace.

La Figure 6.3 montre le résultat de l'un de ces essais réalisé sur une plaque de rugosité moyenne voisine de 0,3 mm. Nous observons un décalage (cf. Figure 6.3, zone a) entre le déclenchement de la mise en charge (à t = 3 s) et le début effectif de la mise en charge (à t = 34 s). Ce décalage est dû au rattrapage du jeu dans la cage à bille du moteur. La mise en charge se poursuit ensuite pendant 42 secondes (cf. Figure 6.3, zone b). En règle générale, la

durée de la mise en charge est d'autant plus grande que la contrainte normale nominale imposée est élevée.

Pendant la montée en charge, le déplacement normal commence à croître. Il continue à augmenter après que la charge normale nominale a été atteinte. Le fluage transitoire de la glace autour des aspérités de la plaque de béton, sous l'action des très fortes contraintes locales peut expliquer en partie ce déplacement normal. On remarque qu'il paraît se stabiliser lorsqu'il a atteint une valeur de l'ordre de grandeur de la rugosité moyenne de la plaque (u_n = -0,16 mm sur la Figure 6.3) : à ce moment là, une grande partie des aspérités de la plaque de béton doivent avoir complètement pénétré la glace.

Le retour élastique observé au cours du déchargement (plage d de la Figure 6.3) est interprété comme de la déformation recouvrée de la glace, pour environ 2/100ème de millimètre (cf. Chapitre 2), et comme le retour de la plaque à sa position initiale après déformation en flexion, pour le reste (à cause des défauts de planéité de sa sous-face, la plaque est en appui sur ses cotés et prend une flèche estimée à environ 7/100ème de millimètre, s'il ne se crée pas d'appui sur le porte-plaque au cours de la déformation).

L'enfoncement de la glace sur les rugosités du béton a une conséquence inattendue : la contrainte tangentielle, qui devrait rester théoriquement nulle dans ce type d'essai à vitesse d'entraînement nulle, augmente légèrement (cf. Fig. 6.3). Nous attribuons cette augmentation à un déséquilibre statique de la glace provoqué par la dissymétrie des aspérités de la plaque (le relief est aléatoire) et à un défaut de perpendicularité de l'étrier (cf. Figure 5.1, F) servant à imposer la contrainte normale par rapport à la surface de contact. Compte tenu de l'ordre de grandeur de cette contrainte tangentielle (elle atteint 4 kPa dans l'essai représenté sur la Figure 6.3) le déplacement horizontal correspondant (calculé à partir de la raideur du dynamomètre) est de l'ordre de 0,01 mm. En supposant des aspérités de plaque inclinées à 45°, le déplacement vertical de la glace sur la plaque est du même ordre de grandeur. Il est recouvré lors du déchargement.

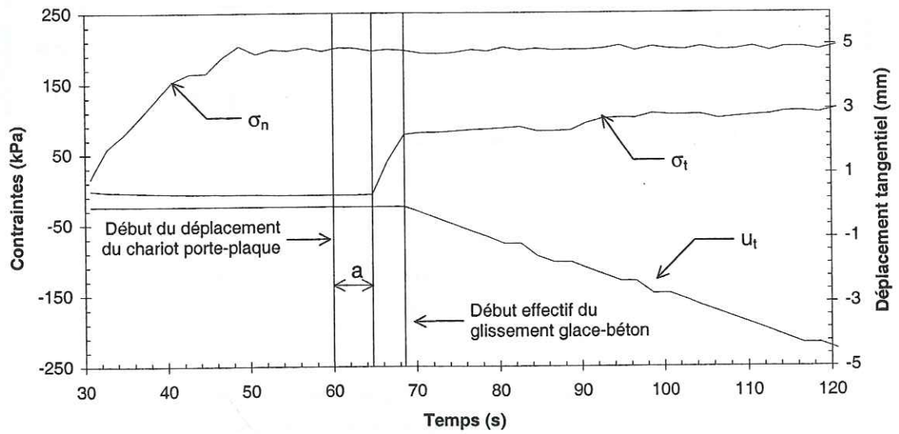


Figure 6.4. *Début du cisaillement de l'interface lors d'un essai de frottement glace béton (g040021). On observe un décalage entre la commande de mise en route du déplacement tangentiel et le début du glissement effectif (ici, un peu plus de 8 s). a : rattrapage du jeu glace-cellule.*

6.4.1.2 Début du déplacement

Lorsque le chariot porte-plaque commence son mouvement, l'interface glace-béton commence à être cisaillée. Nous observons en général un décalage dans le temps entre la commande de mise en route et le début du déplacement tangentiel relatif entre glace et plaque (cf. Fig. 6.4). Ce décalage est dû au fait que :

- le déplacement doit d'abord compenser le jeu laissé entre la glace et la cellule. Dans le cas de l'essai g040021 (cf. Figure 6.4), ce jeu est estimé à 0,45 mm (c'est le seul essai pour lequel le jeu sort des tolérances spécifiées au chapitre 5, § 5.3.1.2), la vitesse d'entraînement est de 5 mm.min^{-1}, il faut donc 5 à 6 s pour rattraper le jeu, ce qui correspond à ce que nous observons.
- le "collage" de la glace sur la plaque, qui s'effectue pendant la mise en charge sans déplacement relatif, provoque l'entraînement de la glace avec la plaque. Le glissement glace-béton s'initie lorsque la tension de l'anneau dynamométrique qui mesure la contrainte tangentielle est suffisante pour rompre le lien d'adhérence.

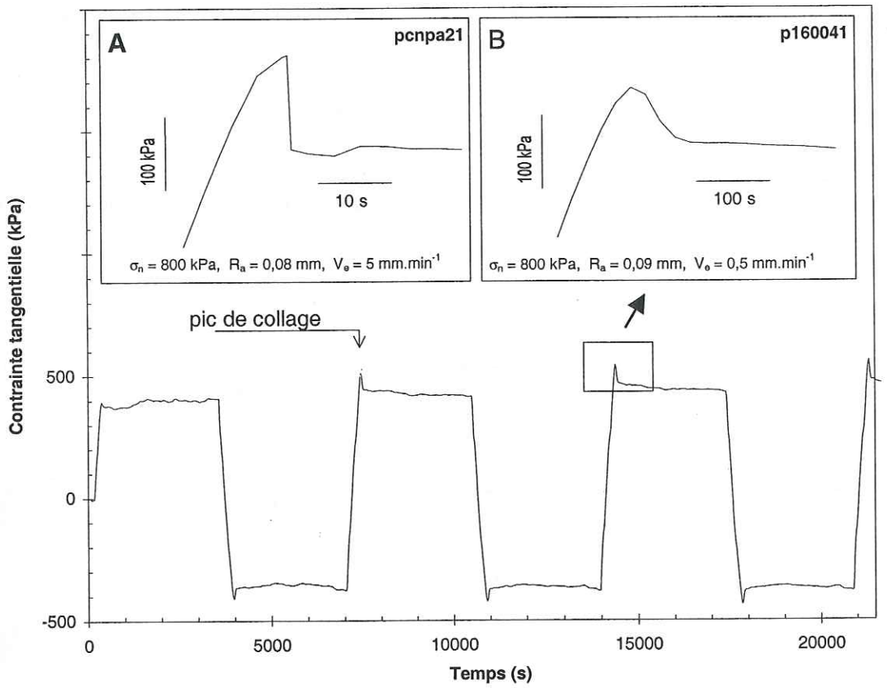


Figure 6.5. *Rupture de collage au pic, au début d'un cycle de frottement pour les essais p160041 et pcnpa21. A : rupture fragile. B : rupture ductile. Pour l'essai pcnpa21, la courbe représente le pic de collage obtenu au deuxième cycle sous σ_n = 800 kPa.*

6.4.2 Evolution de l'effort tangentiel au cours d'un demi-cycle

6.4.2.1 Début du demi-cycle : pic de collage

Au début de l'essai, l'interface reste quelques instants sous contrainte normale nominale non nulle sans qu'il y ait glissement. Ce temps de repos a lieu aussi en cours d'essai, chaque fois que le glissement change de sens (il faut alors rattraper le jeu qui existe entre la glace et la cellule avant que le glissement ne s'inverse effectivement). Pendant ce temps de repos, un lien

entre la glace et le béton se crée par adhérence et par indentation. Chaque demi-cycle commence donc par une augmentation de la contrainte tangentielle jusqu'à un pic, que nous nommons « pic de collage ». Ce pic correspond à la rupture du lien glace-plaque construit pendant le temps de repos. Cette rupture est fragile quand la vitesse d'entraînement est importante. Elle est ductile lorsque la vitesse d'entraînement est faible (cf. Figure 6.5).

6.4.2.2 Evolution du frottement au cours d'un demi-cycle

Le niveau de frottement mesuré n'est généralement pas constant au cours des demi-cycles. Nous observons pour la quasi-totalité des essais réalisés les deux types d'évolution suivants :

- une augmentation de la contrainte tangentielle à la fin de chaque demi-cycle (entre 0 et 100 kPa, généralement inférieure à 30 kPa). Cette augmentation croît quand la rugosité de la plaque augmente, quand la vitesse d'entraînement augmente ou quand la contrainte normale nominale diminue.
- des micro-perturbations du frottement qui sont dues aux imperfections géométriques de la plaque, et en particuliers à la présence de "points durs" constitués par les gros granulats dépassant de la surface de pâte de ciment. La Figure 6.6 montre que la longueur d'onde des variations de la contrainte tangentielle est du même ordre de grandeur que la longueur d'onde des rugosités de la plaque de béton.

Lorsque l'usure des plaques commence à devenir importante, le relief de la plaque forme une "cuvette". On observe alors la diminution du frottement en début de demi-cycle (la glace "descend" le long du bord de la "cuvette") et une augmentation en fin de demi-cycle (la glace "remonte" le long du bord de la "cuvette"). Nous remplaçons les plaques de béton lorsque nous observons ce comportement.

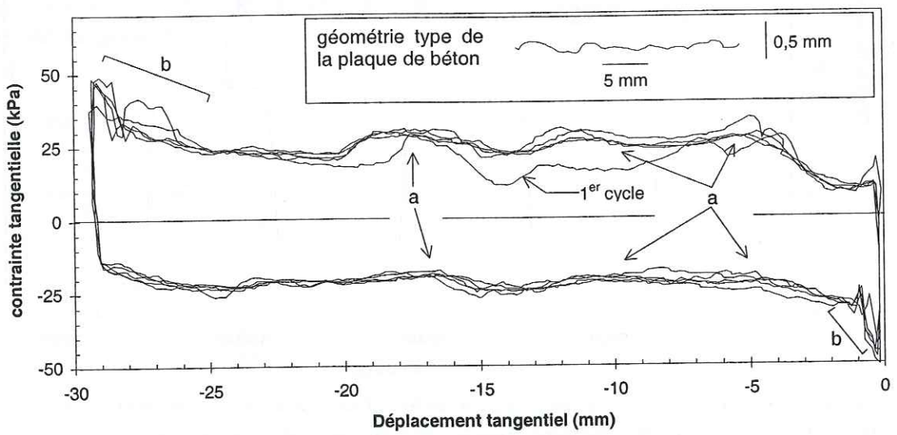


Figure 6.6. *Micro-perturbations (a) et augmentation en fin de demi-cycle (b) de la contrainte tangentielle au cours d'un essai de frottement (g010011). La longueur d'onde de la contrainte tangentielle et celle des rugosités de la plaque sont du même ordre de grandeur.* $\sigma_n = 50$ *kPa,* $V_e = 10$ *mm.min*$^{-1}$, $R_a = 0{,}18$ *mm.* σ_t *est positive pour les demi-cycles aller, et négative pour les demi-cycles retour.*

6.4.2.3 Stick-slip

Pour neuf des essais réalisés, nous avons observé des périodes de glissement avec *stick-slip*. Le *stick-slip* observé se caractérise par les phases suivantes :

- adhérence ou ancrage de la glace sur la plaque de béton.
- augmentation de la contrainte tangentielle pendant le déplacement de l'ensemble glace / plaque. Cette augmentation se poursuit jusqu'à la rupture du lien formé pendant la première phase. Pendant cette phase, l'anneau dynamométrique qui sert à la mesure de la contrainte tangentielle emmagasine de l'énergie de déformation élastique.
- rupture du lien glace-béton et déplacement tangentiel rapide de la glace par rapport à la plaque. Ce déplacement est accompagné par la chute de la contrainte tangentielle (l'anneau dynamométrique restitue l'énergie de déformation stockée).

Lorsque l'énergie élastique est complètement restituée par l'anneau dynamométrique, la contrainte tangentielle s'annule et le glissement relatif de la glace par rapport à la plaque s'arrête. La formation d'un nouveau lien glace-béton devient de nouveau possible et le glissement avec *stick-slip* se poursuit alors de manière périodique. Nous obtenons un *stick-slip* stable (cf. Figure 6.7a) qui se poursuit pendant une partie importante de l'essai, voire pendant tout l'essai.

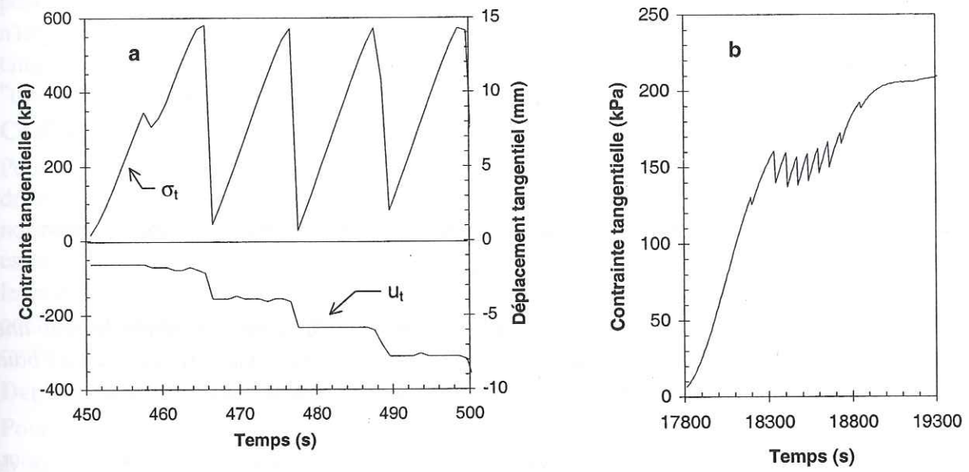


Figure 6.7. *Stick-slip stable (a) et instable (b).*
(a) : p160012, $\sigma_n = 800$ *kPa,* $V_e = 10$ *mm.min*$^{-1}$, $R_a = 0{,}07$ *mm.*
(b) : g080051, $\sigma_n = 400$ *kPa,* $V_e = 0{,}1$ *mm.min*$^{-1}$, $R_a = 0{,}19$ *mm.*
Noter l'évolution du déplacement tangentiel pendant le stick-slip stable. Nous ne détectons pas de telles évolutions lors du stick-slip instable, les variations du déplacement tangentiel étant plus faibles que la résolution du capteur de déplacement.

Il arrive que l'énergie élastique ne soit pas complètement restituée par l'anneau dynamométrique. Dans ce cas, le *stick-slip* diminue petit à petit puis disparaît. Nous parlons dans ce cas de *stick-slip* instable (cf. Figure 6.7b). Ce type de *stick-slip* est généralement observé lors des phases transitoires de l'essai (en début d'essai ou au changement du sens de glissement). Le *stick-slip* instable semble lié à un changement rapide de la configuration du contact glace-béton lors des phases transitoires de l'essai.

Le *stick-slip* stable est influencé par les conditions d'essai. Nous avons observé que, pour les fortes rugosités, l'augmentation de la vitesse d'entraînement ou de la charge normale favorise son apparition. Pour les très faibles rugosités, la vitesse de glissement n'influence plus l'occurrence du *stick-slip*, cependant elle a une influence sur sa période quand il a lieu.

6.4.3 Evolution du frottement au cours des cycles

6.4.3.1 Essais CNC

La Figure 6.8 montre l'évolution de la contrainte tangentielle au cours d'un essai de frottement de type CNC comprenant 10 cycles (essai p040021). Nous constatons que la contrainte tangentielle augmente au cours des cycles et tend vers un maximum. Pour l'essai considéré elle passe d'environ 110 kPa en moyenne pour le premier cycle à 140 kPa en moyenne pour le dixième cycle.

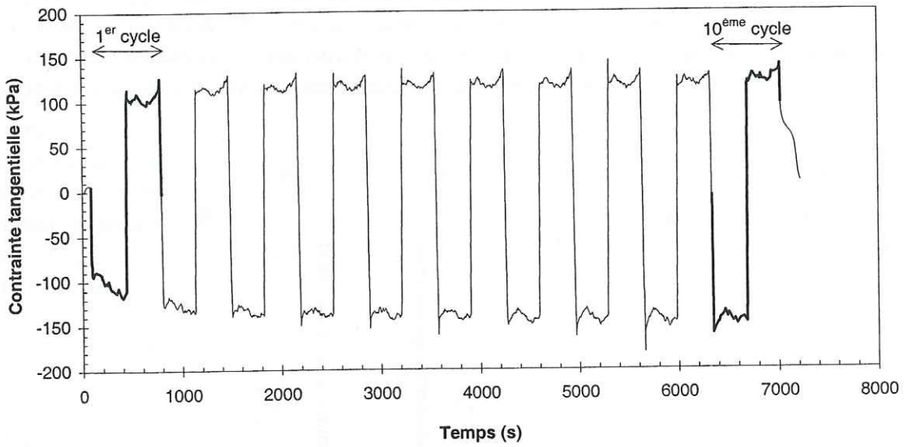


Figure 6.8. *Evolution du frottement au cours des cycles. On constate généralement une augmentation du niveau de frottement cycle après cycle. Le frottement se stabilise au bout de quelques cycles. Essai p040021, σ_n = 200 kPa, V_e = 5 mm.min^{-1}, R_a = 0,07 mm.*

Ce constat reste valable pour tous les essais CNC réalisés. L'augmentation du niveau de frottement entre le premier et le dixième cycle est de l'ordre de 25 % en moyenne. Tous les essais CNC montrent la même tendance du frottement à se stabiliser au-delà de quelques cycles (un à deux cycles pour les essais réalisés à faibles vitesses, cinq à sept cycles pour les essais réalisés à fortes vitesses). Au cinquième cycle, le frottement atteint au moins 90 % du frottement au dixième cycle.

6.4.3.2 Retour sur les essais CNVP

Les essais CNVP ne permettent pas, en raison de leur nature, de faire les mêmes constats. Cependant, les observations précédentes permettent de justifier les choix faits quant à la procédure mise en place pour les essais CNVP. Nous avons vu que pour les essais CNC le frottement augmente au cours des premiers cycles, et qu'il est quasiment stabilisé à la fin du cinquième cycle. Ceci nous à conduit à réaliser cinq cycles sous charge constante (500 kPa), avant d'entreprendre les cycles sous charge croissante puis décroissante des essais CNVP. Il faut cependant remarquer que la phase de maturation du contact que nous imposons n'est pas toujours suffisante : le frottement sous une charge normale donnée, pour un cycle réalisé dans

la phase de déchargement de l'essai CNVP, peut être jusqu'à 10 % plus important que le frottement observé sous la même charge normale, pour un cycle réalisé dans la phase de chargement ascendant qui précède.

6.5 Traitements des données et résultats

Les résultats bruts de nos essais de frottement sont difficilement exploitables sans traitement des données. Ce traitement doit aboutir au calcul de quelques grandeurs représentatives de l'essai. Les lignes qui suivent visent à définir ces grandeurs ainsi que les procédures de calcul utilisées.

6.5.1 Essais CNC

6.5.1.1 Paramètres caractéristiques retenus

Au cours des essais, nous mesurons la contrainte normale nominale σ_n, la contrainte tangentielle nominale σ_t, le déplacement normal u_n et le déplacement tangentiel u_t. La contrainte normale nominale et le déplacement tangentiel sont connus, puisque imposés pendant l'essai (ce n'est en fait pas tout à fait le cas pour le déplacement tangentiel : nous n'imposons que la vitesse d'entraînement de la plaque de béton). Restent donc la contrainte tangentielle nominale et le déplacement normal qui caractérisent le niveau de frottement et le "tassement" de la glace.

Coefficients de frottement initial et final

Pour caractériser le niveau de frottement, nous utilisons le coefficient de frottement (tel que défini au Chapitre 4) qui permet de comparer entre eux des essais réalisés sous des contraintes normales nominales différentes. Comme le frottement évolue au cours des cycles d'un même essai, nous caractérisons le frottement au cours de l'essai par deux coefficients de frottement : le coefficient de frottement initial μ_0 et le coefficient de frottement final μ. Ces deux coefficients caractérisent respectivement le frottement au cours du premier et du dixième cycle.

Déplacements normaux initial et final

Pour caractériser le "tassement" de la glace sur la plaque de béton, nous procédons de la même manière que pour le frottement. Ainsi nous définissons le déplacement normal initial u_{n0} et le déplacement normal final u_{nf}. Ces déplacements sont calculés respectivement pour le premier et le dixième cycle.

6.5.1.2 Calcul des paramètres caractéristiques

A partir du fichier de données brutes, nous calculons pour chaque demi-cycle la moyenne de chacun des paramètres mesurés. Nous prenons soin d'éliminer les données correspondant aux extrémités de chaque demi-cycle, pour éviter de prendre en compte les phénomènes ponctuels qui s'y produisent (pic de collage notamment). Nous conservons ainsi 60 % des données d'un cycle complet (cf. Figure 6.9 pour un exemple du calcul du coefficient de frottement).

Les valeurs moyennes des paramètres caractéristiques sont ensuite calculées pour chaque cycle en faisant la moyenne des résultats obtenus pour chaque demi-cycle.

Il ne reste plus alors qu'à retenir les valeurs des premier et dixième cycle pour calculer les coefficients de frottement initial et final.

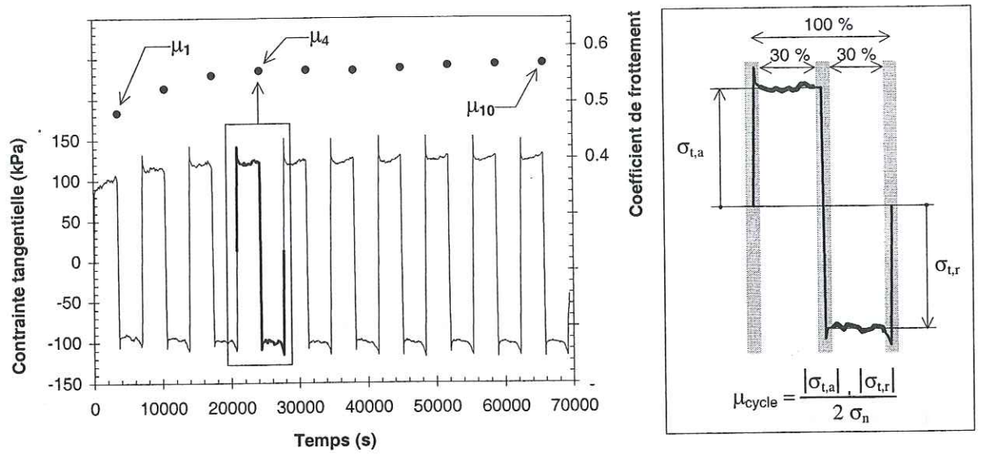


Figure 6.9. *Calcul des coefficients de frottement initial μ_0 et final μ. Le coefficient de frottement μ_i est calculé pour le $i^{ème}$ cycle à partir des valeurs moyennes de la contrainte tangentielle pour chaque demi-cycle ($\mu_0 = \mu_1$, $\mu = \mu_{10}$). Nous éliminons les extrémités de chaque demi-cycle pour éviter de prendre en compte les phénomènes transitoires (bandes grisées sur la figure). Essai p040041, σ_n = 200 kPa, V_e = 0,5 mm.min^{-1}, R_a = 0,07 mm.*

6.5.2 Essai CNVP

Dans le cas des essais CNVP, le frottement est supposé avoir atteint son niveau final à la fin de la phase de maturation du contact (cinq cycles sous 500 kPa). Nous calculons le coefficient de frottement pour chaque cycle, de la même manière que pour les essais CNC. En moyennant les résultats obtenus pour les cycles effectués sous même niveau de contrainte normale, nous obtenons différentes valeurs du coefficient de frottement, pour différentes charges normales. Nous considérons que ces valeurs correspondent au coefficient de frottement final μ.

Pour les essais réalisés à vitesses rapides, nous éliminons tous les résultats obtenus alors que la contrainte normale nominale n'avait pas atteint son point de consigne (problème lié au temps de réponse de l'asservissement, cf. § 6.2.4).

Nous n'utilisons pas les données concernant le déplacement normal pour les essais CNVP, puisque la charge normale varie au cours de l'essai.

6.5.3 Résultats

Les Tableaux 6.4 et 6.5 présentent les résultats obtenus en appliquant la procédure de dépouillement décrite ci-dessus. Dans ces tableaux la colonne rugosité (R_a) correspond à la moyenne des mesures de rugosité de plaque réalisées avant et après l'essai.

6.5.3.1 Essais CNC

Les résultats des essais CNC sont résumés dans le Tableau 6.4. Les quelques commentaires spécifiques nécessaires sont les suivants :

- l'essai p040042 n'apparaît pas dans le tableau : une panne de chambre froide a causé la fonte de la glace avant la fin du premier cycle.

- pour une série d'essais, la valeur de la contrainte normale nominale diffère des valeurs imposées habituellement à cause d'une erreur de manipulation au niveau du logiciel de pilotage. Ceci ne remet cependant pas en cause la validité des résultats obtenus pour ces essais.
- les résultats en italique (colonnes μ et u_{nf}) correspondent à des essais pour lesquels le dixième cycle n'a pas été atteint. Dans ce cas, nous avons estimé ces valeurs finales à partir du coefficient de frottement initial et du déplacement normal initial. L'estimation est faite à l'aide des formules suivantes :

$$\mu_{estimé} = 1{,}076\ \mu_0^{0{,}685}\ \sigma_n^{-0{,}0246}\ V_e^{0{,}0628}\ R_a^{0{,}00148} \qquad (6.2)$$

$$u_{nf\ estimé} = -0{,}490\ (-u_{n0})^{0{,}664}\ \sigma_n^{0{,}235}\ V_e^{0{,}0728}\ R_a^{0{,}193} \qquad (6.3)$$

Les coefficients de ces expressions ont été déterminés par la méthode des moindres carrés, appliquée aux couples de points (μ_0, μ) et (u_{n0}, u_{nf}) donnés par les essais CNC complets.

Pour le coefficient de frottement et le déplacement normal, l'écart entre la valeur estimée et la valeur mesurée est en général inférieur à 10 % (cf. Figure 6.10).

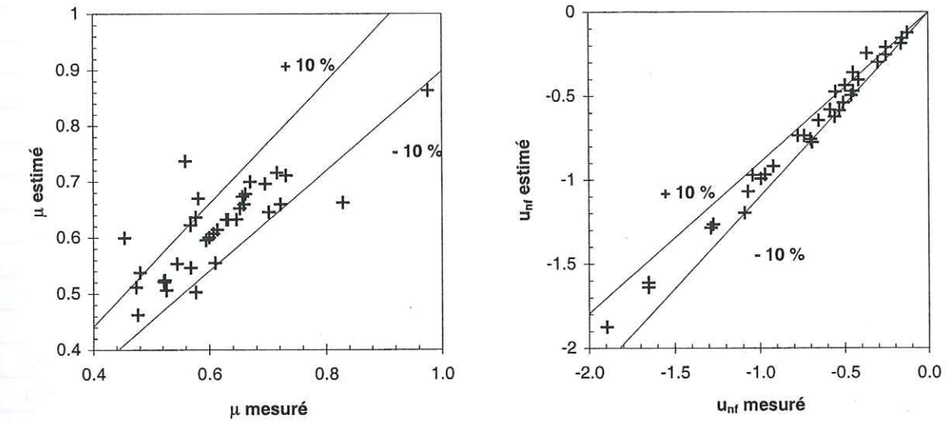


Figure 6.10. *Estimation du coefficient de frottement et du déplacement normal finaux. L'erreur faite est en général inférieure à 10 % dans les deux cas (droites + 10 % et - 10 %).*

Tableau 6.4. *Résultats des essais CNC*

Essai	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_a (mm)	μ_0	μ	u_{n0} (mm)	u_{nf} (mm)
g010011	50	10	0,181	0,430	*0,632*	-0,253	*-0,300*
g010031	50	1	0,162	0,578	0,581	-0,267	-0,447
g010051	50	0,1	0,174	0,601	*0,595*	-0,420	*-0,583*
g040011	200	10	0,262	0,466	0,702	-0,218	-0,415
g040012	200	10	0,126	0,525	0,670	-0,303	-0,495
g040021	200	5	0,159	0,603	0,559	-0,474	-0,651
g040031	200	1	0,137	0,546	0,568	-0,528	-0,698
g040041	200	0,5	0,258	0,491	0,610	-0,078	-0,252

Tableau 6.4. (suite) Résultats des essais CNC

Essai	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_a (mm)	μ_0	μ	u_{n0} (mm)	u_{nf} (mm)
g040051	200	0,1	0,170	0,545	0,481	-0,767	-1,089
g080011	400	10	0,192	0,556	*0,716*	-0,696	*-0,968*
g080031	400	1	0,189	0,540	*0,607*	-0,544	*-0,968*
g080051	400	0,1	0,192	0,538	*0,524*	-0,645	*-1,286*
p010011	46	10	0,102	0,677	0,976	-0,081	-0,124
p010012	50	10	0,073	0,435	0,577	-0,195	-0,253
p010021	46	5	0,110	0,490	0,829	-0,207	-0,366
p010031	50	1	0,075	0,493	0,454	-0,509	-0,551
p010041	46	0,5	0,096	0,601	0,722	-0,111	-0,163
p010051	46	0,1	0,097	0,607	*0,600*	-0,071	*-0,156*
p020051	100	0,1	0,072	0,495	0,474	-0,430	-0,528
p040011	200	10	0,100	0,453	0,647	-0,364	-0,447
p040021	200	5	0,070	0,534	0,662	-0,459	-0,505
p040031	184	1	0,108	0,557	0,629	-0,306	-0,458
p040041	200	0,5	0,069	0,482	0,569	-0,446	-0,556
p040051	184	0,1	0,114	0,521	*0,522*	-0,427	*-0,736*
p040052	200	0,1	0,069	0,500	0,527	-0,480	-0,773
p080051	400	0,1	0,098	0,449	0,476	-0,514	-1,042
p160011	800	10	0,071	0,522	0,657	-0,521	-0,690
p160012	800	10	0,072	0,506	*0,659*	-0,753	*-0,993*
p160021	800	5	0,070	0,531	*0,652*	-0,628	*-0,919*
p160031	800	1	0,078	0,484	0,545	-0,639	-1,070
p160041	800	0,5	0,091	0,472	0,523	-0,730	-1,272
p160051	800	0,1	0,076	0,520	0,577	-0,952	-1,652
p160052	800	0,1	0,070	0,520	0,577	-0,952	-1,652
t080011	400	10	0,538	0,549	0,731	-1,395	-1,894
t080031	400	1	0,545	0,657	*0,696*	-1,734	*-2,566*
t080051	400	0,1	0,526	0,676	*0,614*	-1,905	*-3,208*
gla041	500	10	0,25	0,592	*0,743*	-0,234	*-1,348*
gla053	500	1	0,25	0,767	*0,769*	-0,264	*-1,355*
gla121	500	10	0,25	0,460	*0,626*	-0,386	*-1,141*
gla141	500	10	0,001	0,306	0,374	-0,199	-0,273
gla151	500	10	0,001	0,328	*0,492*	-0,164	*-0,314*
gla203	500	1	0,001	0,268	*0,371*	-0,263	*-0,232*
gla241	300	10	0,001	0,257	0,396	-0,166	-0,206
gla295	300	0,1	0,001	0,363	*0,400*	-0,222	*-0,213*

6.5.3.2 Essais CNVP

Les résultats des essais CNVP sont résumés dans le Tableau 6.5. Les données issues des cycles de maturation du contact sont utilisées pour calculer le coefficient de frottement final et le déplacement normal final sous une contrainte normale nominale de 500 kPa.

Tableau 6.5. Résultats des essais CNVP

Essai	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_a (mm)	μ_0	μ
pcnpa11	500	10	0,074	0,342	*0,509*
	25	10	0,074		1,447
	50	10	0,074		1,147
	100	10	0,074		0,903
	200	10	0,074		0,784
	400	10	0,074		0,710
	800	10	0,074		0,646
pcnpa21	500	5	0,080	0,536	*0,664*
	25	5	0,080		1,065
	50	5	0,080		0,816
	100	5	0,080		0,736
	200	5	0,080		0,692
	400	5	0,080		0,650
	800	5	0,080		0,630
pcnpa31	500	1	0,065	0,521	*0,588*
	25	1	0,065		0,856
	50	1	0,065		0,703
	100	1	0,065		0,626
	200	1	0,065		0,600
	400	1	0,065		0,587
	800	1	0,065		0,572
pcnpa41	500	0,5	0,073	0,526	*0,567*
	25	0,5	0,073		0,893
	50	0,5	0,073		0,699
	100	0,5	0,073		0,643
	200	0,5	0,073		0,614
	400	0,5	0,073		0,606
	800	0,5	0,073		0,591
gcnpa11	500	10	0,196	0,535	*0,693*
	25	10	0,196		0,812
	50	10	0,196		0,807
	100	10	0,196		0,786
	200	10	0,196		0,765
	400	10	0,196		0,725
gcnpa21	500	5	0,132	0,597	*0,715*
	25	5	0,132		1,173
	50	5	0,132		0,971
	100	5	0,132		0,886
	200	5	0,132		0,837
	400	5	0,132		0,766

Tableau 6.5. (suite) Résultats des essais CNVP

Essai	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_a (mm)	μ_0	μ
gcnpa31	500	1	0,156	0,555	*0,615*
	25	1	0,156		0,991
	50	1	0,156		0,798
	100	1	0,156		0,695
	200	1	0,156		0,627
	400	1	0,156		0,576
gcnpa41	500	0,5	0,183	0,58	*0,608*
	25	0,5	0,183		0,973
	50	0,5	0,183		0,759
	100	0,5	0,183		0,683
	200	0,5	0,183		0,640
	400	0,5	0,183		0,578

6.6 Conclusion

La discussion des résultats donnés dans ce chapitre sera faite plus loin. Nous avons passé en revue les différents phénomènes observés pendant nos essais. A côté du spectaculaire *stick-slip* périodique (entretenu) qui est trop lié à une géométrie particulière du support de béton pour être caractéristique, les phénomènes de collage et de maturation de l'interface sont les plus notables. Ils peuvent conduire à des difficultés d'interprétation des résultats dans la mesure où, compte tenu de l'appareillage disponible, la durée de la mise en charge est difficilement maîtrisée et le démarrage du glissement n'est pas instantané. Ceci entraîne des variations, d'essais à essais, du temps pendant lequel l'interface est comprimé avant le début du glissement, et par conséquent les conditions initiales ne sont pas, en toute rigueur, les mêmes pour chaque essai.

Chapitre 7
Usure des plaques de béton

7.1 Introduction

Le rugosimètre décrit au Chapitre 5 permet :

- de mesurer la rugosité moyenne des plaques avant et après essai de frottement pour permettre de caractériser au mieux l'état de surface de la plaque de béton pendant les épisodes de frottement.
- de suivre l'évolution de la géométrie de la surface de béton au fil des essais.

Dans ce chapitre nous allons nous intéresser à l'usure des plaques de béton au travers de l'évolution de la rugosité moyenne et des mesures de suivi de profils.

7.2 Qualité du suivi de profil

Pour estimer la précision des relevés de profil, nous avons comparé deux relevés effectués sur le même profil d'une même plaque. Le deuxième relevé est fait après démontage puis remontage du rugosimètre.

La Figure 7.1a montre les relevés obtenus. Nous constatons qu'il existe un décalage de quelques dixièmes de millimètre suivant la direction horizontale et en altitude. Cependant, les profils relevés sont bien superposables (cf. Figure 7.1b). Ce sont les erreurs de positionnement du rugosimètre qui sont responsables de ce décalage.

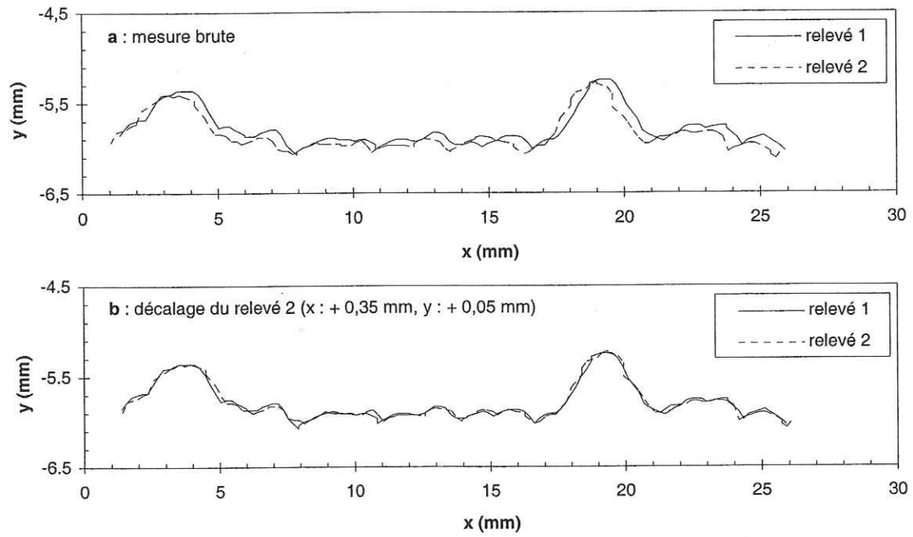


Figure 7.1. *Différents relevés d'un même profil. Le relevé 2 est réalisé après démontage puis remontage du rugosimètre. Ces deux relevés montrent un décalage en x et en y entre les deux mesures.*

Les différences observées entre deux relevés d'un même profil peuvent aussi être dues au décalage latéral du plan vertical dans lequel se fait le relevé (c'est encore une conséquence des défauts de mise en position du rugosimètre). La Figure 7.2 schématise le mécanisme de cette erreur qui peut devenir importante quand la géométrie de la plaque est tourmentée (cf. Figure 7.3).

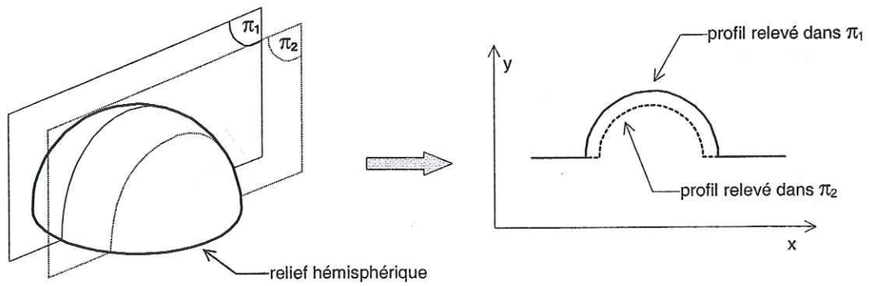


Figure 7.2. *Effet du décalage latéral du palpeur sur la géométrie du profil relevé.*

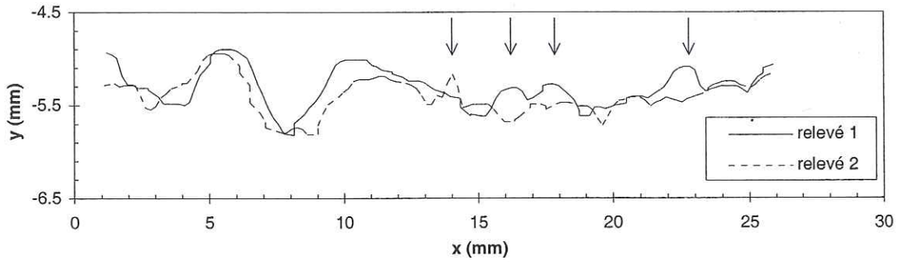


Figure 7.3. *Conséquence d'un décalage du palpeur sur la géométrie relevée du profil. Certains reliefs n'apparaissent que sur l'un des relevés (flèches).*

Il apparaît donc que si chaque relevé de profil pris isolément est de bonne qualité, les comparaisons de profils doivent être considérées avec circonspection à cause des erreurs de positionnement du rugosimètre. Ceci ne remet pas en cause les mesures de rugosité qui étaient obtenues en faisant une moyenne des rugosités mesurées sur six profils différents. Pour les comparaisons des relevés d'un même profil effectués au cours du temps, on peut estimer l'erreur sur l'altitude à ± 0,1 mm.

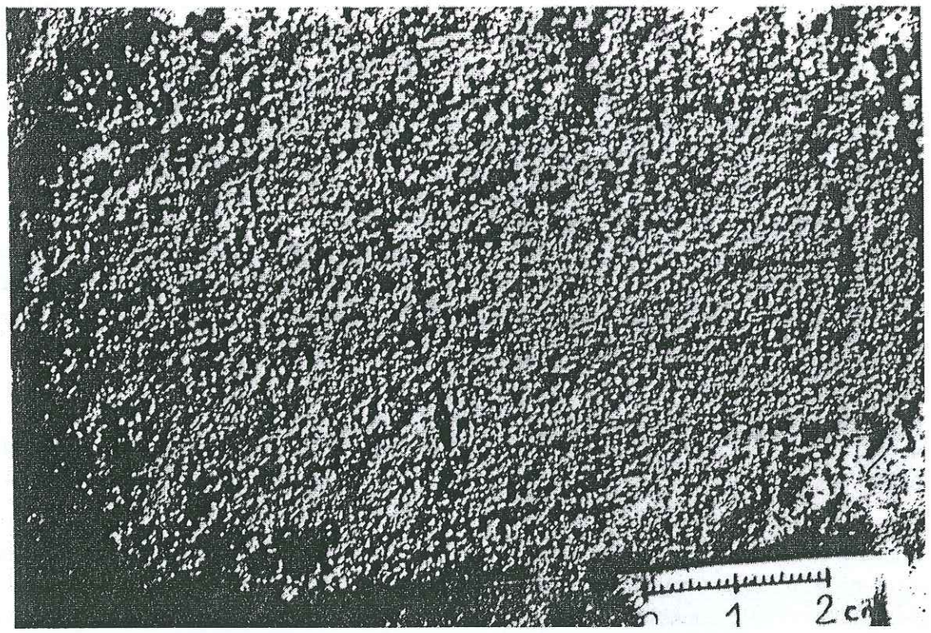


Figure 7.4. *Plaque G3 après l'essai gcnpa11. On observe la présence de particules d'usure sur toute la surface du contact. Certaines de ces particules ont été repoussées à l'extérieur du contact.*

7.3 Evolution des profils essai après essai

7.3.1 Observation des plaques

Les observations visuelles réalisées après chaque essai ont révélé que le frottement génère l'usure de la glace, mais aussi celle du béton. Nous avons observé, après chaque essai, la présence de poussière de ciment mélangée à de la glace broyée au niveau de la surface de contact et sur son pourtour (cf. Figure 7.4). Il apparaît évident que le passage de la glace produit l'abrasion de la pâte de ciment autour des granulats (gros ou petits).

Lorsque l'abrasion de la pâte de ciment devient suffisante, certains granulats (en premier lieu ceux de petite dimension) ne sont plus suffisamment enchâssés dans la plaque. Les efforts exercés par la glace sur ces granulats les déchaussent puis les arrachent de la plaque (cf. Figure 7.5). Ils circulent alors dans le contact pour être ensuite rejetés vers l'extérieur. Nous avons d'ailleurs observé des petits granulats dans les particules d'usure rejetées sur le pourtour du contact (cf. Figure 7.6).

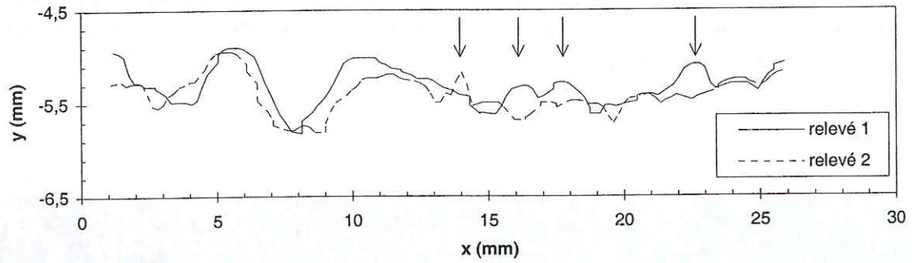


Figure 7.5. *Déchaussement de granulats lors d'un essai de frottement. Les deux profils de la figure ont été relevés avant et après l'essai pcnpa31. En trois endroits (flèches), des petits granulats ont été arrachés à la plaque de béton.*

Lorsque l'usure devient importante, les gros granulats deviennent à leur tour apparents (cf. Figure 7.7), cependant nous n'avons pas réalisé suffisamment d'essais sur une même plaque pour observer leur déchaussement.

7.3.2 Suivi de profils

Nous allons nous intéresser ici à l'évolution de la géométrie de deux plaques de béton qui ont subi des séries d'essais suffisamment longues pour permettre d'obtenir des résultats significatifs sur leur usure.

7.3.2.1 Histoire des plaques étudiées

Les deux plaques étudiées sont les plaques P2 et G3, fabriquées sur le modèle des plaques de rugosité moyenne R_a = 0,11 mm et R_a = 0,29 mm. Nous donnons dans les Tableaux 7.1 et 7.2 (page 98) l'historique des essais réalisés sur ces deux plaques, ainsi que les paramètres d'essai utilisés (contrainte normale nominale, vitesse d'entraînement, rugosité moyenne avant essai). Nous indiquons également le nombre de cycles effectués pour chaque essai. Enfin la dernière colonne de ces tableaux fournit la distance de glissement totale (cumulée) parcourue sur la plaque par les différentes éprouvettes de glace. Cette distance parcourue peut être considérée comme la longueur d'un échantillon de glace « équivalent » (d'un seul tenant) qui aurait frotté sur la plaque, si on ne prend pas en compte l'effet des changements de sens de glissement.

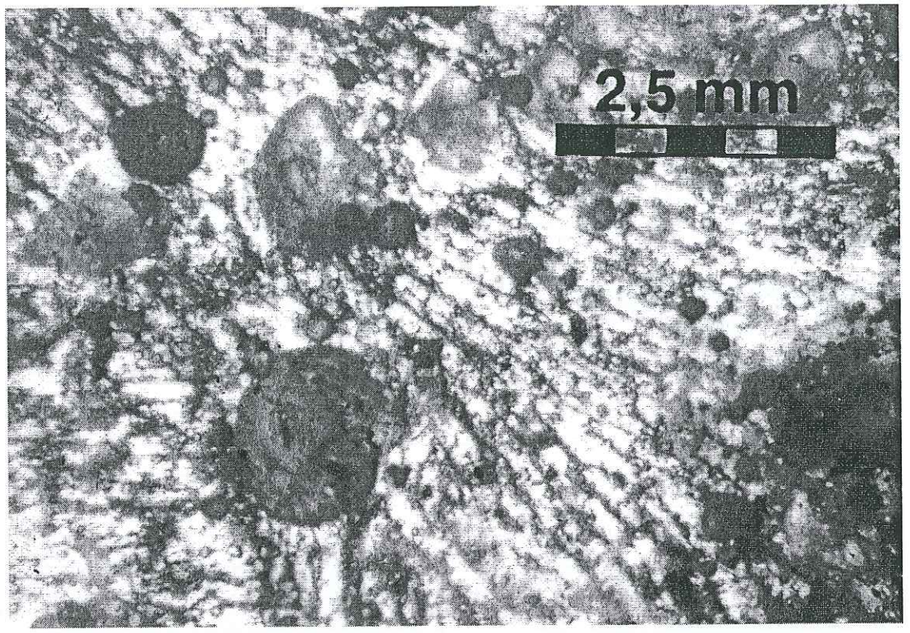


Figure 7.6. *Particules d'usure fondues et regelées sur une plaque de verre, après l'essai t080011. On observe la présence de petits granulats issus de l'usure de la plaque de béton.*

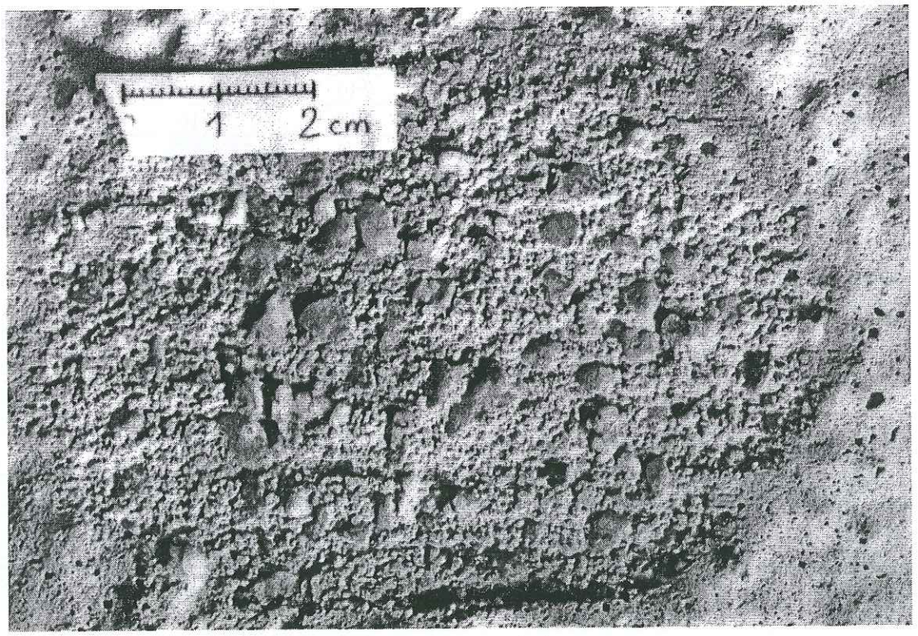


Figure 7.7. *Plaque G3 après l'essai g080011. On observe le rainurage du béton dans le sens du glissement. L'enrobage des gros granulats a disparu.*

Tableau 7.1. Historique des essais réalisés sur la plaque G3

Essai (par ordre chronologique)	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_{ai} (mm)	Nombre de cycles	Distance cumulée (mm)
g040011	200	10	0,28	10	596
g040041	200	0,5	0,24	10	1192
gcnpa11	variable	10	0,27	26	2742
g040012	200	10	0,12	10	3338
gcnpa21	variable	5	0,13	26	4887
g040031	200	1	0,13	18	5960
gcnpa31	variable	1	0,14	26	7510
g040051	200	0,1	0,17	10	8106
g040021	200	5	0,17	10	8702
g010031	50	1	0,15	18	9774
g010051	50	0,1	0,18	5,5	10102
gcnpa41	variable	0,5	0,17	14	10937
g080011	400	10	0,19	0,75	10981
g080051	400	0,1	0,19	0,75	11026
g080031	400	1	0,19	0,75	11071
g010011	variable	10	0,19	5	11369
			0,18		

Tableau 7.2. Historique des essais réalisés sur la plaque P2

Essai (par ordre chronologique)	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_{ai} (mm)	Nombre de cycles	Distance cumulée (mm)
p040051	200	0,1	0,11	7	417
p040031	200	1	0,11	18	1490
p040011	200	10	0,10	10	2086
p080051	400	0,1	0,10	10	2682
p160041	800	0,5	0,10	10	3278
p160031	800	1	0,08	15	4172
p010012	50	10	0,07	10	4768
p160011	800	10	0,07	10	5364
p040041	200	0,5	0,07	10	5960
p020050	100	0,1	0,07	8,5	6467
p040042	200	0,5	0,07	0,5	6496
pcnpa11	variable	10	0,07	17	7510
p040052	200	0,1	0,07	10	8106
pcnpa31	variable	1	0,06	17	9119
p020051	100	0,1	0,07	10	9715
pcnpa21	variable	5	0,08	17	10728
p160012	800	10	0,08	3	10907
p040021	200	5	0,06	10	11503
pcnpa41	variable	0,5	0,08	27	13112
p010031	50	1	0,07	16	14066
p160051	800	0,1	0,08	11,5	14751
p160021	800	5	0,07	10	15347
p160052	800	0,1	0,07	10	15943
			0,07		

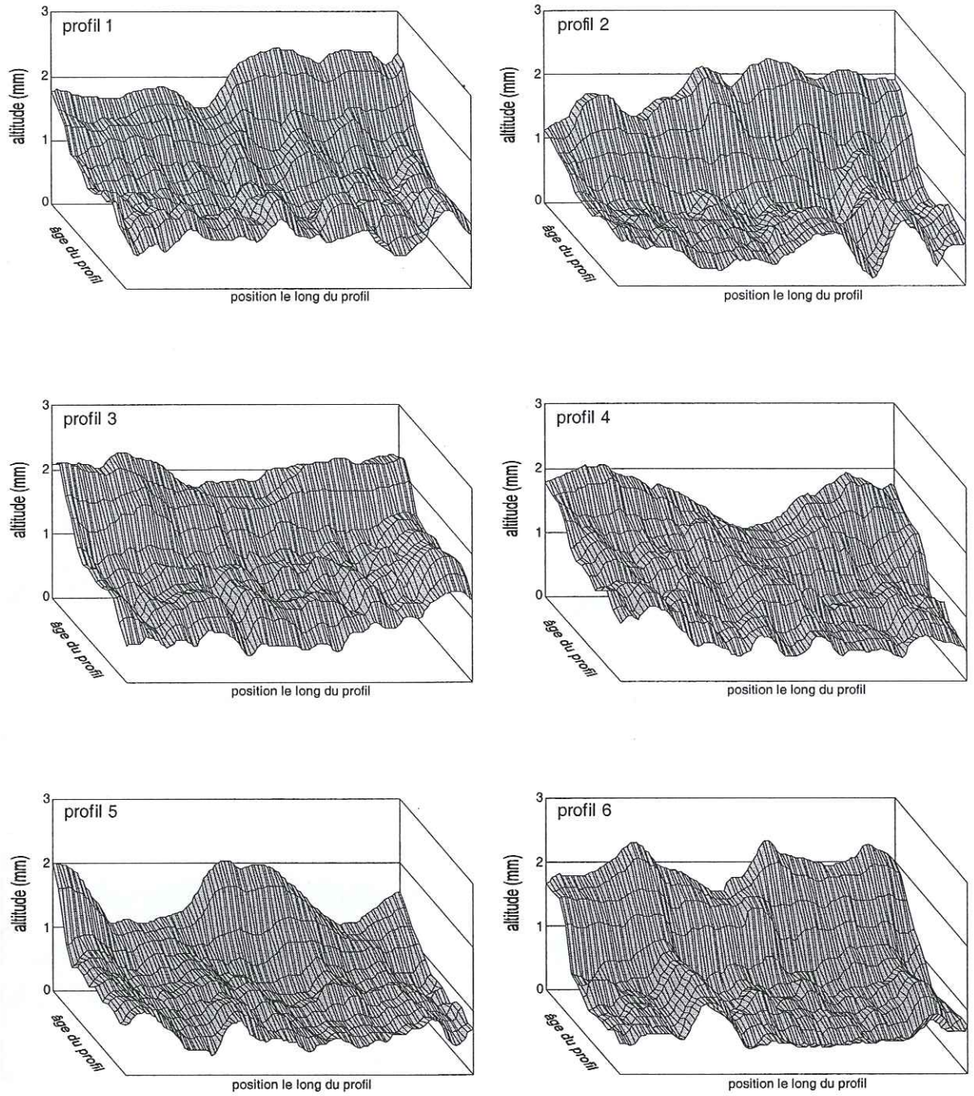


Figure 7.8. Evolution de l'état de surface de la plaque G3. Chacun des graphes se réfère à un des profils utilisés pour le calcul de la rugosité moyenne des plaques. Chaque graphe donne l'évolution de la géométrie du profil (altitude en fonction de la position le long du profil) en fonction de l'« âge » de la plaque au moment de la mesure de rugosité. Cet « âge » correspond au nombre total d'essais réalisés sur la plaque au moment où le profil a été relevé. Nous avons procédé à un lissage des données pour obtenir une meilleure lisibilité des graphiques.

052 137616 6
BIBLIOTHÈQUE SCIENCES GRENOBLE UNIVERSITAIRE

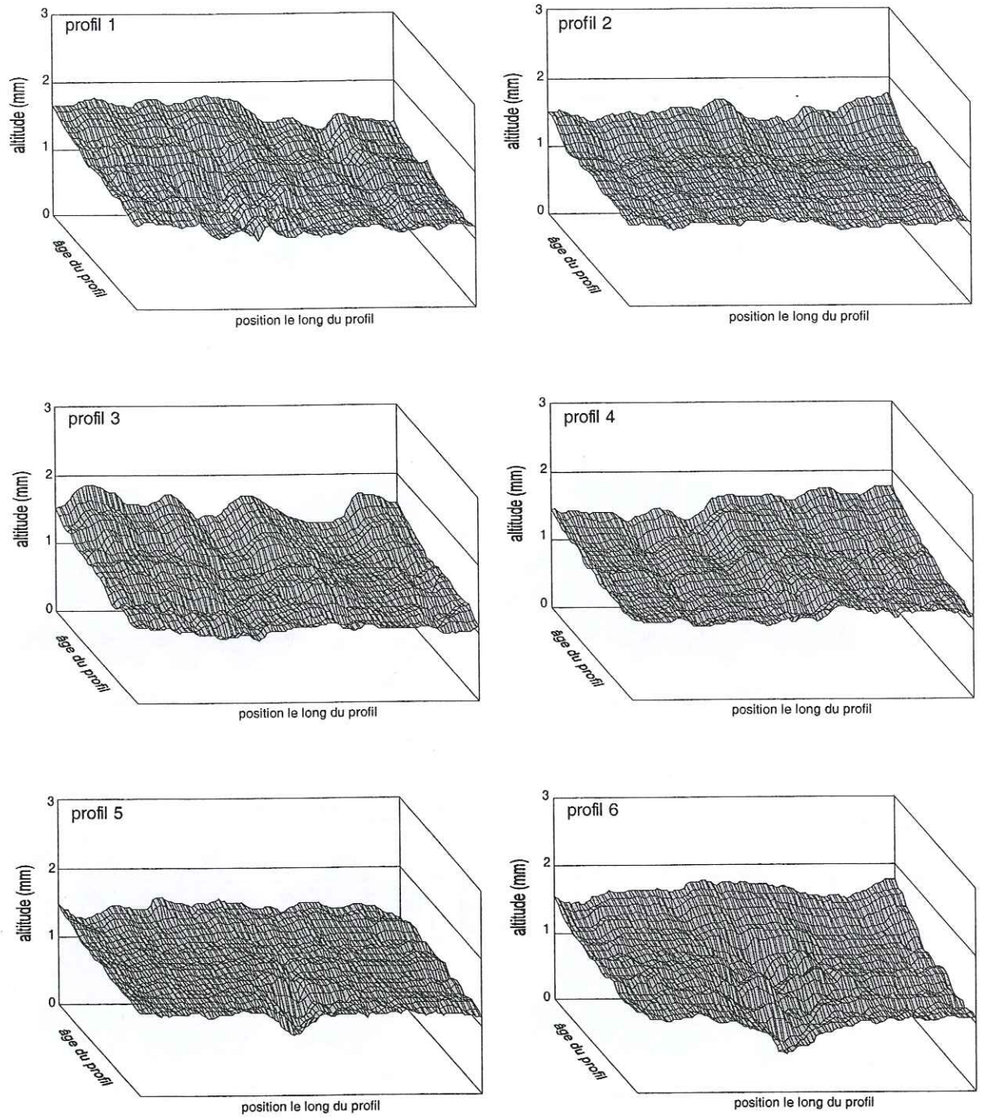


Figure 7.9. *Evolution de l'état de surface de la plaque P2. Chacun des graphes se réfère à un des profils utilisés pour le calcul de la rugosité moyenne des plaques. Chaque graphe donne l'évolution de la géométrie du profil (altitude en fonction de la position le long du profil) en fonction de l'« âge » de la plaque au moment de la mesure de rugosité. Cet « âge » correspond au nombre total d'essais réalisés sur la plaque au moment où le profil a été relevé. Nous avons procédé à un lissage des données pour obtenir une meilleure lisibilité des graphiques.*

7.3.2.2 Evolution des profils essai après essai

Les Figures 7.8 et 7.9 donnent l'évolution de la géométrie des plaques G3 et P2, essai après essai, pour les 6 profils retenus pour la mesure de la rugosité moyenne (cf. Figure 5.12 pour la position des profils sur la plaque). Ces figures montrent une usure non négligeable des deux plaques et l'émergence de reliefs persistants. Ces reliefs sont des gros granulats que l'abrasion de la pâte de ciment rend de plus en plus apparents au cours des essais. Nous constatons aussi par endroits la décroissance rapide de l'altitude de la plaque (quelques dixièmes de millimètre en un essai). Ce phénomène correspond au déchaussement des petits granulats.

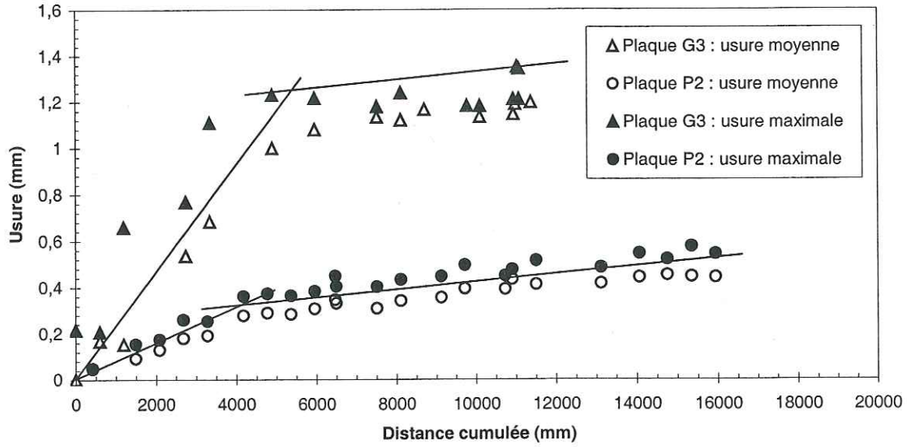


Figure 7.10. *Evolution de l'usure moyenne et de l'usure maximale des plaques G3 et P2 en fonction de la distance cumulée (total de la distance parcourue sur la plaque par les différentes éprouvettes de glace au cours des essais précédents).*

La Figure 7.10 donne une vision plus synthétique de l'évolution de l'usure des plaques G3 et P2, en fonction de la distance cumulée. Nous avons retenu deux critères d'usure. Le premier, appelé usure moyenne, et noté u_{moyen}, correspond à la moyenne pour les 6 profils de la variation de l'altitude moyenne du profil. Le second, appelé usure maximale, et noté u_{max}, correspond à la moyenne pour les 6 profils de la variation du point d'altitude maximum du profil (ce dernier critère est à considérer avec précaution : le point haut d'un profil donné peut changer de position au cours des essais). Ces variations sont calculées par rapport au profil initial (cf. Figure 7.11).

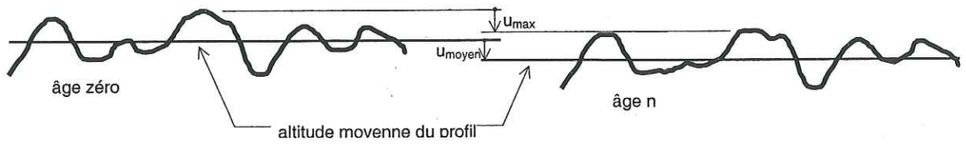


Figure 7.11. *Usure des plaques: définition des critères d'usure u_{moyen} et u_{max} pour un profil d'âge n.*

Quatre points importants sont à relever :

- lors d'une phase initiale correspondant à une distance cumulée de 4000 mm, l'usure moyenne évolue linéairement en fonction de la distance cumulée. Le taux d'usure est

différent pour les deux plaques (0,07 mm / m pour la plaque P2 et 0,2 mm / m pour la plaque G3).

- après cette phase initiale, l'usure moyenne évolue toujours linéairement, mais avec le même taux d'usure pour les deux plaques (environ 0,02 mm / m). Le taux d'usure pourrait être principalement fonction du matériau constituant la plaque (ici le même béton pour les deux plaques). La charge normale et la vitesse de glissement ne semblent pas modifier le taux d'usure.
- pour les deux plaques, u_{max} est supérieur à u_{moyen} , ce qui indique que les sommets des reliefs subissent une usure plus importante que le fond des reliefs.
- dans le cas de la plaque G3, l'évolution de l'usure maximale se fait plus rapidement que celle de l'usure moyenne, indiquant que les sommets sont érodés plus rapidement que les autres parties de la plaque.

7.3.2.3 Evolution de la rugosité des plaques

La figure 7.12 montre l'évolution de la rugosité des plaques P2 et G3 en fonction de la distance cumulée. Nous constatons que la rugosité de la plaque P2 diminue au cours des essais, alors que celle de la plaque G3, après une chute importante au cours des premiers essais, croît ensuite. La chute initiale de la rugosité de la plaque G3 est à mettre en rapport avec l'important taux d'usure constaté au cours des premiers essais.

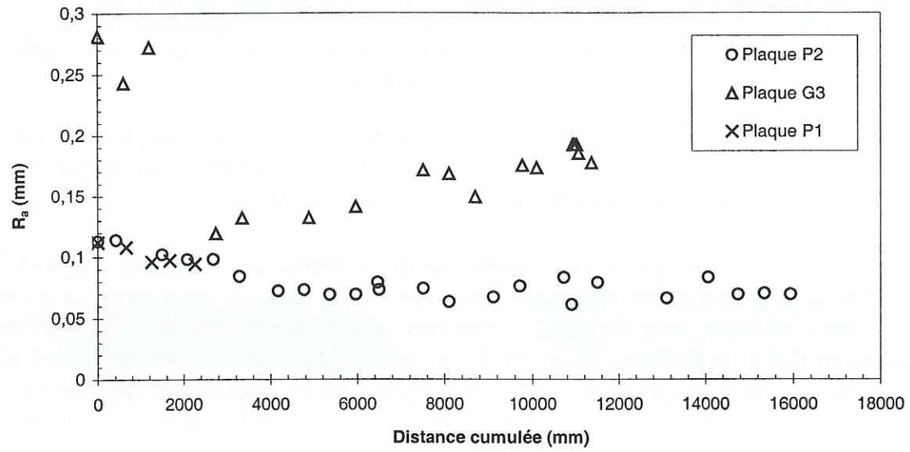


Figure 7.12. *Evolution de la rugosité moyenne des plaques P1, P2 et G3 en fonction de la distance cumulée (total de la distance parcourue sur la plaque par les différentes éprouvettes de glace au cours des essais réalisés avant l'essai considéré).*

Remarquons que la rugosité de la plaque P1 évolue de la même manière que celle de la plaque P2. Cela semble montrer que l'évolution de la rugosité des plaques n'est pas un phénomène aléatoire. La plaque P1 est une plaque fabriquée avec le même modèle que la plaque P2. Le Tableau 7.3 donne l'historique des essais réalisés sur la plaque P1.

Tableau 7.3. Historique des essais réalisés sur la plaque P1

Essai (par ordre chronologique)	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_{ai} (mm)	Nombre de cycles	Distance cumulée (mm)
p010021	50	5	0,11	11	656
p010011	50	10	0,11	10	1252
p010051	50	0,1	0,10	7	1669
p010041	50	0,5	0,10	10	2265
			0,09		

La rugosité de la plaque P2 semble tendre vers un palier correspondant à une rugosité moyenne voisine de 0,07 mm. Nous n'observons pas cette tendance pour la plaque G3, mais le nombre d'essais réalisés est trop faible pour conclure sur l'inexistence de ce palier. Il ne semble cependant pas illogique que la rugosité des plaques évolue vers une rugosité conditionnée principalement par la géométrie du squelette granulaire du béton. Dans ce cas, la rugosité des différentes plaques devrait converger vers une valeur constante, identique pour toutes les plaques puisque la composition du béton est la même. Toutefois, l'évolution observée de la rugosité des plaques P2 et G3 ne va pas dans ce sens.

7.4 Conclusion

Les mesures de suivi de profils que nous avons réalisées, ainsi que l'observation des plaques, montrent que l'usure du béton au cours des essais de frottement n'est pas négligeable. Elles permettent de dégager quelques tendances intéressantes :

- le taux d'usure pourrait être principalement contrôlé par le type de béton et par la distance parcourue par la glace sur la plaque (il serait ici plus réaliste de parler de distance parcourue par la plaque sur la glace). La contrainte normale nominale ne paraît pas influencer le taux d'usure.
- la surface de béton vit deux phases. La phase initiale correspond à une modification rapide de l'état de surface où il y a abrasion de la couche superficielle de la plaque. Cette couche ne présente en effet pas la même composition que le micro-béton (les granulats sont sous-représentés au niveau de la surface) et est probablement plus friable que le béton de masse. Une fois la couche de surface éliminée, l'usure entre dans une deuxième phase pendant laquelle elle paraît plus stable.

Les tendances énoncées ci-dessus ne reposent que sur l'étude de l'usure de deux plaques. De plus, l'usure observée est générée par des essais réalisés dans différentes conditions, ce qui ne permet pas de différencier, s'ils existent, les effets de la charge normale et de la vitesse de glissement.

Chapitre 8
Mécanismes de déformation interfaciale de la glace

8.1 Introduction

Nous présentons dans ce chapitre le résultat des observations de la surface de glace réalisées après chaque essai de frottement. Nous allons ainsi faire l'inventaire des mécanismes de déformation de la glace mis en jeu dans le contact au cours du glissement, en essayant de les caractériser.

8.2 Observations réalisées

8.2.1 Remarques préliminaires

Avant d'aborder en détail le résultat des observations, il est important d'indiquer ce que devient une éprouvette de glace à la fin d'un essai de frottement. Après essai, chaque éprouvette est stockée en sachet étanche à -40°C afin de ralentir les modifications de structure de la surface. Celles-ci sont de deux types :

- avec le temps, du givre se forme à l'intérieur du sachet étanche. Ce givre, qui est un indice de la sublimation de la glace, peut se redéposer sur la surface de la glace, rendant ainsi toute observation impossible.
- les déformations subies par la glace lors de l'essai de frottement peuvent laisser des contraintes résiduelles locales au niveau de la surface frottante. Sous l'effet de ces contraintes résiduelles, une recristallisation (post-cinématique) peut s'opérer.

Il est donc particulièrement important d'observer rapidement la surface de glace après frottement. Nous avons fixé une limite maximum de 48 heures et nous sommes efforcés de ne pas attendre plus de 24 heures avant de procéder aux observations visuelles. La nécessité d'aller vite nous conduit à procéder à une inspection systématique de l'éprouvette de glace et de la surface de béton après chaque essai. Cette observation à l'œil nu souvent complétée par une observation rapide à la loupe binoculaire, permet de juger rapidement (en une heure environ) de l'intérêt d'une série d'observations plus approfondies. Celles-ci sont réalisées par la suite, dans la limite des 48 heures.

Malgré cette manière de procéder, nous n'avons pas toujours pu observer dans de bonnes conditions toutes les éprouvettes de glace. C'est pourquoi le bilan des observations réalisées, qui sont décrites dans la suite, ne concerne pas l'ensemble des essais réalisés. D'autre part, nous avons débuté ces observations sans savoir exactement que chercher (quels types de mécanisme de déformation ?), où chercher (dans les traces de frottement, à côté, en surface ou en profondeur ?) ni comment chercher (microscopie en transmission, en réflexion, coupe de la surface frottante ?). Notre expérience s'est donc forgée peu à peu, et les observations réalisées sur les éprouvettes des derniers essais ont été plus précises et pertinentes que celles réalisées sur les éprouvettes des premiers essais.

8.2.2 Bilan des observations

Les observations montrent que différents mécanismes de déformation coexistent dans le contact. Nous observons des traces de la déformation viscoplastique de la glace, de la recristallisation, du glissement aux joints de grains et de la fissuration.

Le Tableau 8.1 récapitule les différentes observations réalisées. Il donne, par ordre chronologique, le numéro et les conditions de l'essai correspondant à l'éprouvette observée, et indique les mécanismes de déformations observés.

Nous attirons l'attention sur le fait que l'absence de croix dans l'une des colonnes "mécanismes de déformation" de ce tableau signifie que le mécanisme correspondant n'a pas été observé, et non qu'il ne s'est pas produit.

Un seul essai CNVP apparaît dans le Tableau 8.1. Nous avons évité les observations des éprouvettes utilisées pour ce type d'essai, car elles subissent un frottement dans des conditions variables, ce qui rend impossible l'estimation du rôle des paramètres d'essai dans l'apparition de tel ou tel mécanisme de déformation.

Tableau 8.1. Récapitulatif des observations visuelles sur la surface frottée de la glace
Dvp : *déformation viscoplastique ;* **Gjdg** : *glissement aux joints de grains ;*
Rec : *recristallisation ;* **mF** : *microfissuration ;* **MF** : *macrofissuration.*

Essai (par ordre chronologique)				Mécanismes de déformation				
Nom	σ_n (kPa)	V_e (mm.min^{-1})	R_a (mm)	Dvp	Gjdg	Rec	mF	MF
p040051	200	0,1	0,11	x		x		
p020051	100	0,1	0,07	x				
p040021	200	5	0,07	x			x	
pcnpa41	cycles CNVP	0,5	0,07	x		x		
p010031	50	1	0,08	x		x		
p160051	800	0,1	0,08	x		x		
p160021	800	5	0,07	x		x	x	x
g040011	200	10	0,26	x	x	x	x	x
g040041	200	0,5	0,26	x		x	x	
g040012	200	10	0,13	x	x	x	x	
g040051	200	0,1	0,17	x		x		
g040021	200	5	0,16	x			x	x
g010031	50	1	0,16	x			x	x
g080011	400	10	0,19	x	x	x	x	x
g080051	400	0,1	0,19	x	x	x	x	x
g080031	400	1	0,19	x	x	x	x	x
g010011	50	10	0,18	x				x
t080031	400	1	0,55	x		x		x
t080011	400	10	0,54	x			x	x
t080051	400	0,1	0,53	x		x		

8.3 Mécanismes de déformation de la glace dans le contact

8.3.1 Observations

Nous allons maintenant revenir un peu plus en détail sur les mécanismes de déformation observés dans le contact.

8.3.1.1 Déformation viscoplastique

L'occurrence de ce mécanisme est observée pour tous les essais. Nous l'observons aussi bien pour la glace vive (cf. Figure 8.1) que pour la "pâte" de glace formée par agglomération des particules d'usure (cf. Figure 8.2).

La déformation viscoplastique de la glace, caractérisée par l'écoulement de celle-ci autour des aspérités de la plaque de béton, conduit à la formation de rainures parallèles au glissement, à la surface de la glace. Ces rainures sont bordées de part et d'autre par un bourrelet de glace, en saillie de quelques dixièmes de millimètres par rapport à la surface de glace (cf. Figure 8.3).

Dans le cas des essais réalisés sur plaque très rugueuse (R_a voisin de 0,5 mm), la hauteur du bourrelet peut atteindre 0,5 mm (cf. Figure 8.4). La largeur des bourrelets est variable. La largeur maximale correspond à la largeur de la rainure. La largeur minimale est voisine de 0,1 mm.

La profondeur des rainures est voisine de l'épaisseur des bourrelets. La largeur des rainures est variable (de 0,1 à 1 mm, voire quelques millimètres). Les essais réalisés sous charge normale importante développent des rainures de largeur importante, ce qui n'est pas le cas des essais réalisés sous charges normales faibles. Les rainures sont réparties uniformément sur la totalité de la surface apparente de contact, y compris pour les faibles nombre de cycles (cela confirme la bonne planéité du plan moyen de l'interface). Elles sont d'autant plus nombreuses que la charge normale est forte. Pour les essais réalisés sous contrainte normale nominale de 800 kPa, la totalité de la surface frottante était rainurée, et il ne restait aucune portion de glace intacte.

8.3.1.2 Recristallisation

Au fond des rainures laissées par le passage de la glace sur le béton, nous observons généralement de petits cristaux formés par recristallisation (cf. Figure 8.5). Ces cristaux sont de forme hémisphérique, leurs dimensions dans le plan de frottement étant du même ordre de grandeur que leur profondeur dans la glace (cf. Figure 8.6). La taille de ces cristaux varie de 0,1 à 1 mm. Elle est en général voisine de la demi-largeur des rainures. Pour les rainures de petite dimension, la taille des cristaux de glace formés par recristallisation est voisine de la largeur de la rainure.

Nous observons parfois de la recristallisation en dehors des rainures de frottement (cf. Figure 8.7). Dans ce cas, les cristaux de recristallisation apparaissent au voisinage immédiat de la trace de frottement, dans des zones marquées par de fortes déformations viscoplastiques.

La présence de recristallisation dans les rainures laissées par le frottement est le signe que la déformation viscoplastique de la glace au voisinage des reliefs a été importante.

8.3.1.3 Glissement aux joints de grains

Nous observons du glissement de joint de grain au voisinage des rainures de frottement, à la jonction de deux colonnes cristallines. Il peut s'étendre au-delà du voisinage immédiat de la rainure. Ce phénomène conduit à un décalage de quelques dixièmes de millimètre de la surface des deux cristaux (cf. Figure 8.8). Lorsqu'il est important, il est accompagné de recristallisation ou de fissures apparemment disposées dans le plan du joint de grain.

Nous observons le glissement aux joints de grains pour des essais réalisés sous contrainte normale nominale moyenne (200 et 400 kPa). Nous n'en observons jamais pour des charges normales plus faibles. Pour les contraintes normales nominales supérieures à 400 kPa, l'importance du rainurage ne laisse plus de surface de glace intacte. Il est alors probable que le glissement aux joints de grains est dissimulé sous la couche de particules de glace agglomérées qui est généralement observée à de tels niveaux de contrainte normale nominale.

8.3.1.4 Microfissuration

Nous appelons microfissuration l'activité de fissuration caractérisée par une taille de fissure de l'ordre de la largeur des rainures laissées par le frottement à la surface de la glace (de 0,1 à 1 mm). Les microfissures se détectent facilement car le plan de fissuration joue le rôle de miroir et réfléchit la lumière.

Les microfissures observées sont perpendiculaires à la surface de la glace, régulièrement espacées, tous les 0,1 à 0,5 mm, le long de la trace de frottement (cf. Figure 8.9), et à peu près perpendiculaires à la direction du glissement. Au sein d'un même cristal de glace, ces microfissures sont toutes parallèles entre elles. La profondeur de ces fissures semble voisine de leur longueur (les dimensions dans le sens de la profondeur étant cependant très délicates à estimer).

Parfois, à la place des plans de fissure, nous avons observé un réseau de fines bulles (de 1 à 5 centièmes de millimètre de diamètre environ, cf. Figure 8.10). Ces bulles définissent des plans similaires dans leur aspect et leur répartition, à ceux définis par les microfissures. Ces réseaux de bulles peuvent correspondre à des microfissures refermées après leur formation. Dans ce cas, l'énergie libérée par le frottement entre les lèvres de la microfissure pourrait permettre de fondre les faces de la fissure, et, lors du regel, des bulles d'air se retrouveraient piégées dans la glace. Une autre explication pourrait être que les réseaux de bulles se sont formés au sein des cristaux pendant leur croissance (dans des plans verticaux parallèles aux axes des colonnes cristallines) et qu'ils jouent le rôle de précurseurs pour la nucléation des microfissures. Cependant ceci n'expliquerait pas la perpendicularité des plans de fissure par rapport à la surface de glissement.

La microfissuration n'a pas été observée pour tous les essais. Elle semble d'autant plus importante que la vitesse d'entraînement est importante. Elle tend à se généraliser lorsque la contrainte normale nominale devient importante. Nous l'observons peu sur les plaques de faible rugosité (R_a voisin de 0,1 mm).

8.3.1.5 Macrofissuration

Nous appelons macrofissuration l'activité de fissuration caractérisée par la formation, à la surface de la glace, de fissures de taille supérieure au millimètre.

Les macrofissures observées sont à peu près perpendiculaires au plan de frottement et elles ne présentent pas d'orientation privilégiée par rapport à la direction de glissement. Elles se localisent en trois endroits particuliers :

- au niveau des joints de grains (cf. Figure 8.11) : les fissures sont situées dans le plan de joint (fissures intergranulaires) et suivent les mouvements observés au niveau des joints de grains, spécialement pour les vitesses d'entraînement importantes.
- au voisinage des zones fortement déformées (cf. Figure 8.12)
- au niveau des points terminaux des rainures (cf. Figure 8.13). Ceci peut être la conséquence de l'indentation de la glace par les reliefs de la plaque de béton en fin d'essai, lorsque la vitesse d'entraînement est nulle alors que la charge normale ne l'est pas encore (le déchargement de l'éprouvette de glace n'est pas instantané). La déformation viscoplastique de la glace lors de l'indentation peut s'accompagner d'endommagement. Ce mécanisme se produisant en l'absence de glissement relatif glace / plaque, il ne fait donc pas partie des mécanismes de déformation mis en jeu dans le contact pendant le frottement.

En aucun cas la macrofissuration constatée n'était généralisée à la totalité de la surface de frottement. C'est donc un phénomène local, ponctuel, qui apparaît fortement tributaire de la géométrie du contact.

8.3.2 Influence de l'orientation des grains

L'orientation des axes cristallins n'est pas sans effet sur les phénomènes actifs au niveau de l'interface. En observant les traces laissées le long d'une rainure de part et d'autre de la frontière entre deux grains, nous constatons que le changement de l'orientation cristalline des colonnes de glace modifie :

- les dimensions des bourrelets de glace, ainsi que la profondeur des rainures (cf. Figures 8.3 et 8.13).
- le nombre et la taille des microfissures (cf. Figures 8.14, 8.11 et 8.4).

Ainsi il apparaît clairement que l'orientation cristalline agit directement sur la déformation viscoplastique de la glace (ce qui était attendu, compte tenu de la forte anisotropie du cristal de glace) et sur l'activité de microfissuration.

Nous n'avons pas pu mettre en évidence l'influence de l'orientation cristalline sur la recristallisation. Il paraît cependant évident que les cristaux formés au cours de la recristallisation étant orientés favorablement pour le frottement (plan de base dans le plan de frottement), la recristallisation doit se produire d'autant plus facilement que le cristal de glace considéré est mal orienté pour le glissement (plan de base perpendiculaire à la direction de glissement).

8.3.3 Influence des paramètres d'essai

Jusqu'à présent, nous n'avons que peu parlé du rôle des paramètres d'essai sur les mécanismes de déformation observés. Des différentes observations réalisées, il se dégage les tendances suivantes :

- la viscoplasticité est le mécanisme principal de déformation au niveau de la surface de glace, lors des épisodes de frottement.
- la recristallisation accompagne la déformation de la glace dans la trace de frottement. Cela semble vrai quelque soit le niveau de contrainte normale nominale, de vitesse d'entraînement ou de rugosité.
- le glissement aux joints de grains apparaît principalement favorisé par les charges normales importantes.
- la microfissuration apparaît principalement favorisée par les vitesses d'entraînement importantes.

Ces tendances, constatées pour un faible nombre d'observations, avec une analyse quantitative très délicate, sont, bien entendu, à considérer avec précaution. Il est clair qu'elles demandent à être confirmées.

Nous n'avons pas mis en valeur le rôle de la rugosité de la plaque de béton. L'augmentation de celle-ci induit une augmentation de la différence d'altitude entre les sommets des reliefs de la plaque. Lors du frottement, les reliefs les plus proéminents doivent donc être plus sollicités dans le cas où la rugosité est forte que dans celui où elle est faible. Il est donc probable que la rugosité joue vis à vis des mécanismes de déformation observés dans le contact le même rôle que la contrainte normale nominale.

8.4 Conclusion

Les observations réalisées ne concernent que trop peu d'essais pour permettre de quantifier de manière rigoureuse l'importance des différents mécanismes observés. Cependant, elles ont permis de faire l'inventaire des principaux mécanismes de déformation de la glace mis en jeu dans le contact.

Il apparaît que la déformation viscoplastique accompagnée de recristallisation est le principal mécanisme de déformation mis en jeu dans le frottement de la glace sur le béton. Les mécanismes de fissuration, lorsqu'ils existent, ne sont pas aussi généralisés que la déformation viscoplastique. Ils ont cependant une part non négligeable dans la déformation du contact.

Figure 8.1. *Eprouvette de glace après essai de frottement. Rainures laissées par le passage des aspérités de la plaque de béton sur la glace. Diamètre de l'éprouvette : 6 cm. Essai p010051, σ_n = 50 kPa, V_e = 0,1 mm.min^{-1}, R_a = 0,10 mm, 7 cycles.*

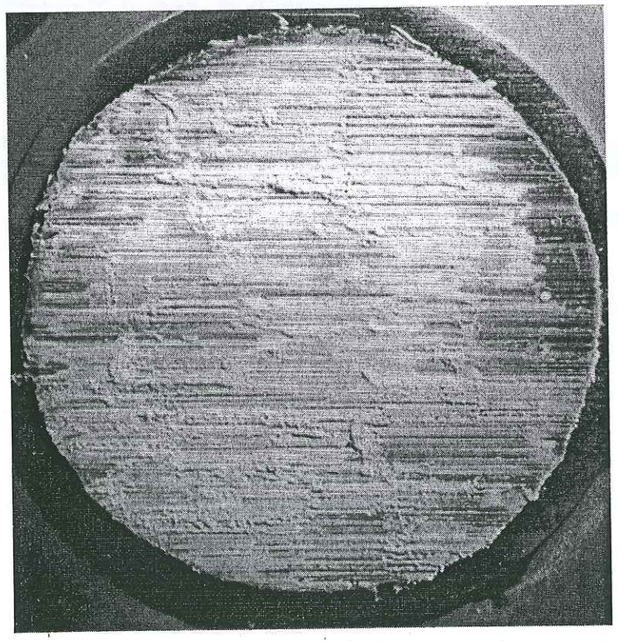
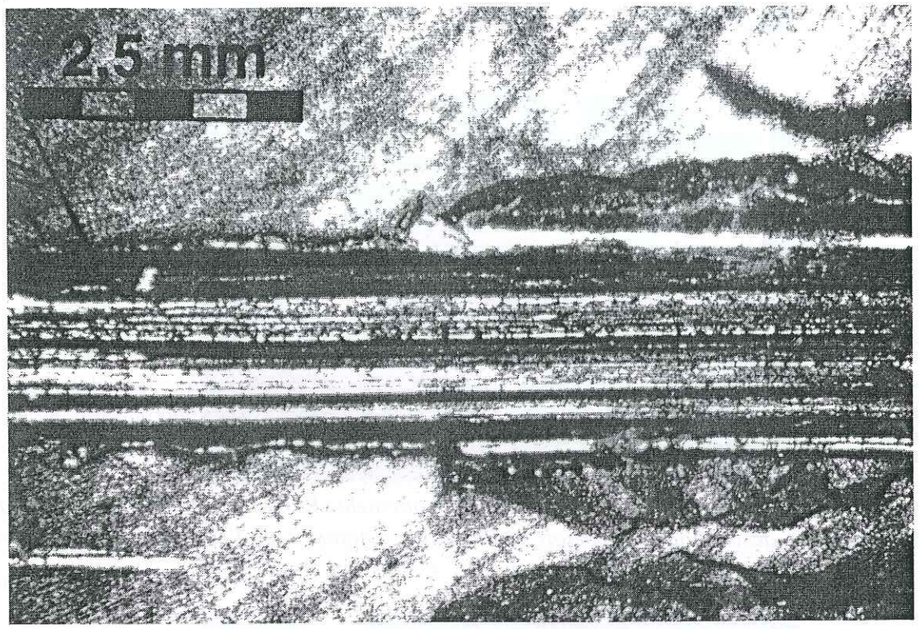


Figure 8.2. *Eprouvette de glace après essai de frottement. Rainures laissées par le passage des aspérités de la plaque de béton sur la glace. On remarque la présence de glace broyée et de ciment agglomérés formant une "pâte" de glace. Diamètre de l'éprouvette : 6 cm. Essai p160031, σ_n = 800 kPa, V_e = 1 mm.min^{-1}, R_a = 0,08 mm, 15 cycles.*



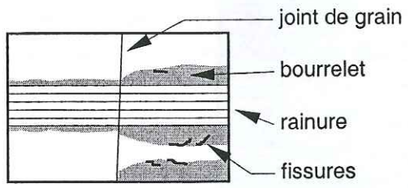


Figure 8.3. *Formation d'un bourrelet de glace sur les cotés des rainures. La taille du bourrelet est fonction de l'orientation cristalline de la glace. Quelques fissures sont visibles dans le bourrelet. Essai g080031, σ_n = 400 kPa, V_e = 1 mm.min^{-1}, R_a = 0,19 mm, 0,75 cycle. Microscopie en réflexion.*

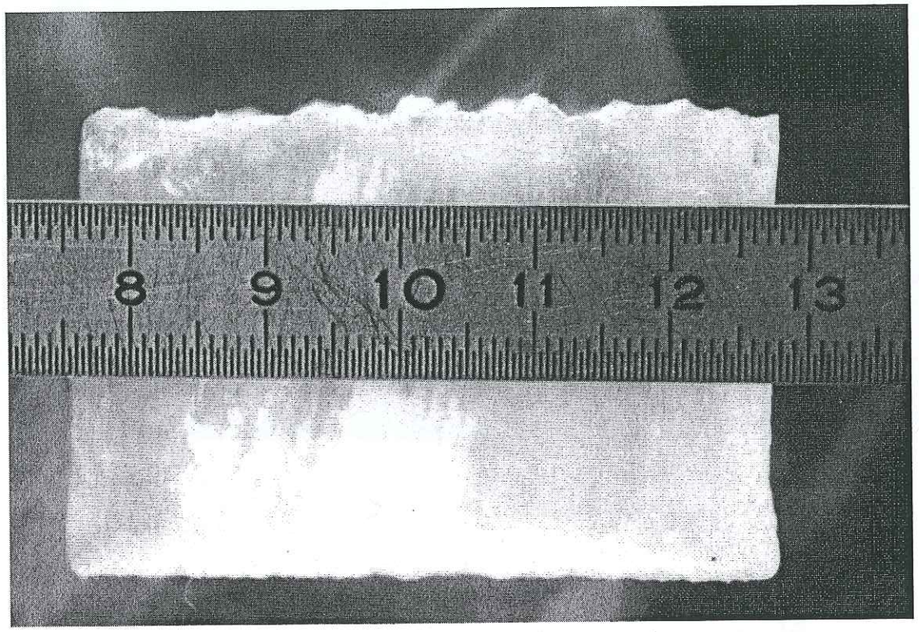
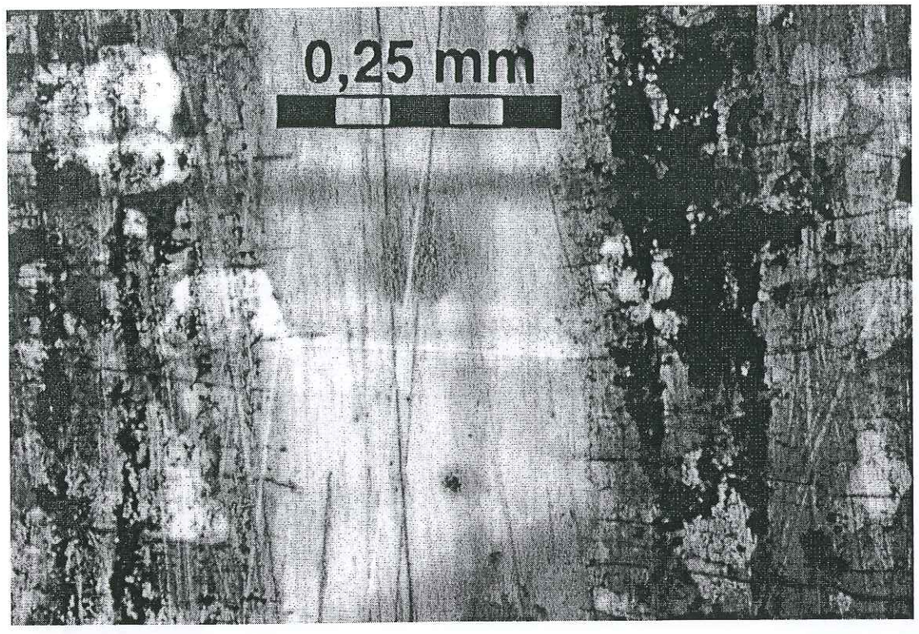


Figure 8.4. *Coupe de la surface frottante, perpendiculaire à la direction de glissement. De nombreuses rainures, encadrées par des bourrelets de glice, sont visibles. Essai t080051, σ_n = 400 kPa, V_e = 0,1 mm.min^{-1}, R_a = 0,53 mm, 6 cycles.*



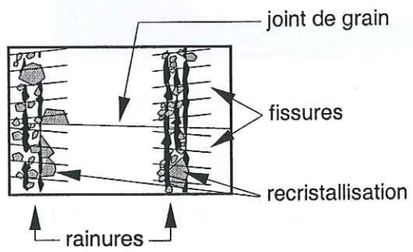
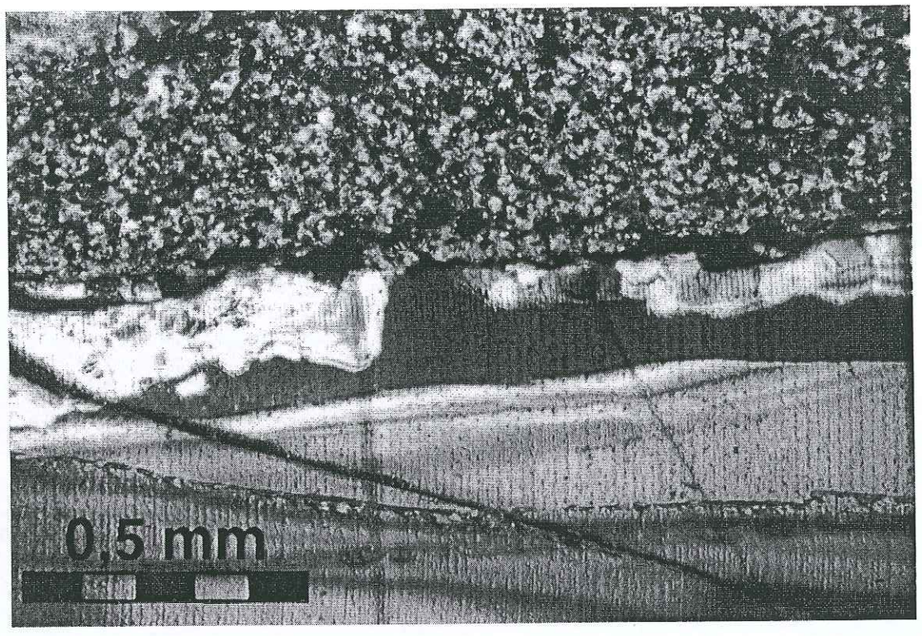


Figure 8.5. *Petits cristaux de glace formés par recristallisation au fond des rainures. Noter la présence de microfissures dans les rainures, presque perpendiculaires à la direction de glissement. L'orientation des microfissures dépend de l'orientation cristalline de la glace. Essai g040041, σ_n = 200 kPa, V_e = 0,5 mm.min^{-1}, R_a = 0,26 mm, 10 cycles. Microscopie en transmission, observation entre polariseurs croisés.*



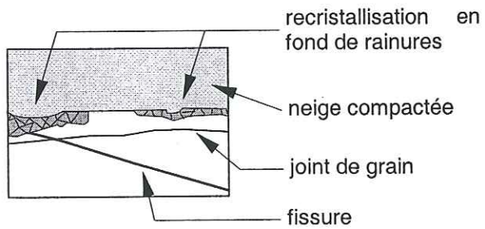


Figure 8.6. *Recristallisation en fond de rainures. Coupe perpendiculaire à la direction de glissement. La fissure s'est formée lors de la taille de la lame mince. Essai g040051, σ_n = 200 kPa, V_e = 0,1 mm.min^{-1}, R_a = 0,17 mm, 10 cycles. Lame mince entre polariseurs croisés.*

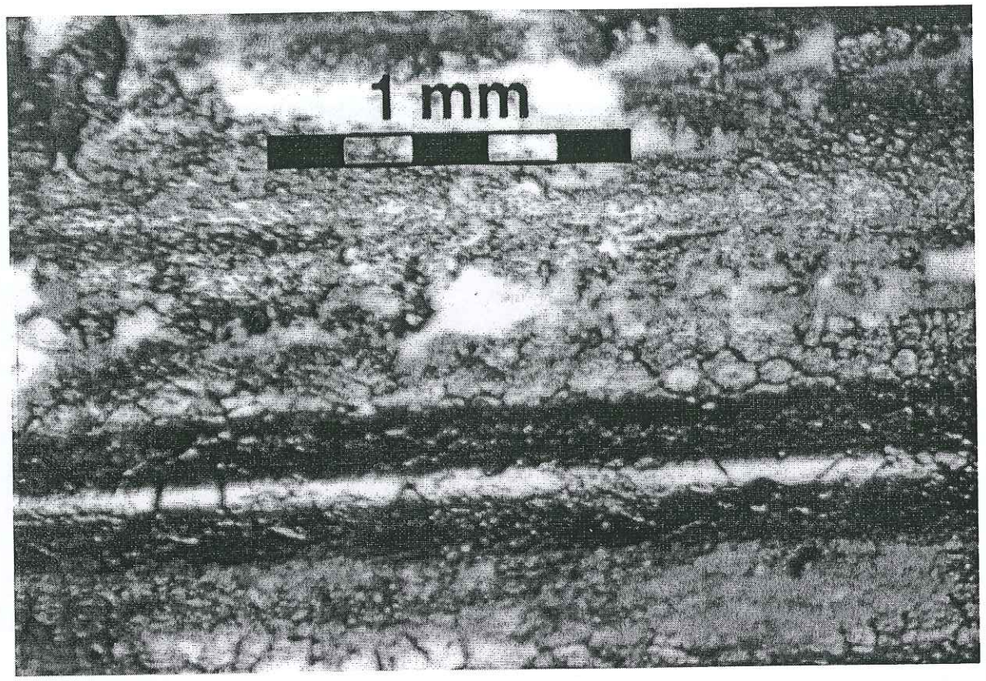
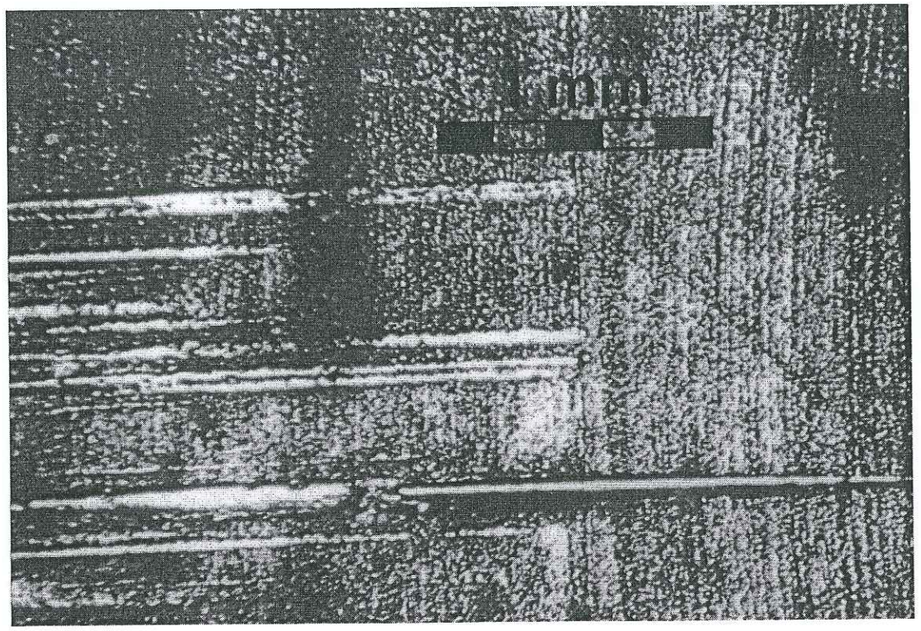


Figure 8.7. *Recristallisation au fond et sur les cotés d'une rainure. Essai p160021, σ_n = 800 kPa, V_e = 5 mm.min^{-1}, R_a = 0,07 mm, 10 cycles. Microscopie en réflexion.*



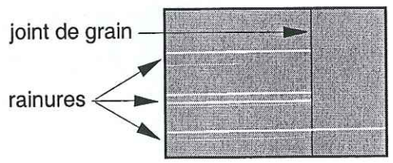
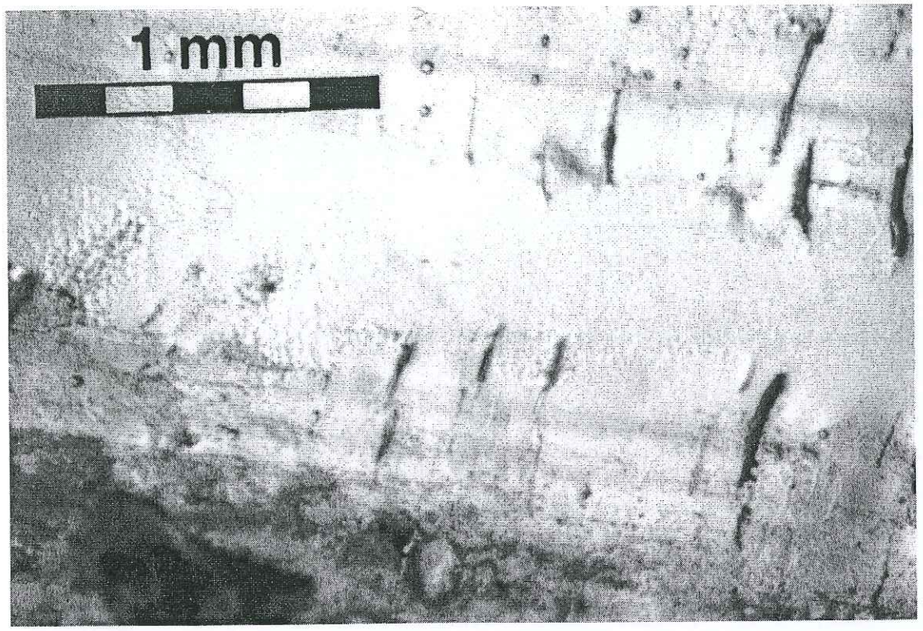


Figure 8.8. *Glissement au joint de grain. L'interruption des fines rainures au niveau du joint de grain montre que la surface du cristal de glace de droite et celle de celui de gauche ne sont pas dans le même plan. Il y a eu glissement d'un cristal par rapport à l'autre, au niveau du joint de grain. Essai g080031, σ_n = 400 kPa, V_e = 1 mm.min^{-1}, R_a = 0,19 mm, 0,75 cycle. Microscopie en réflexion.*



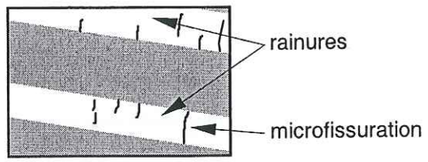
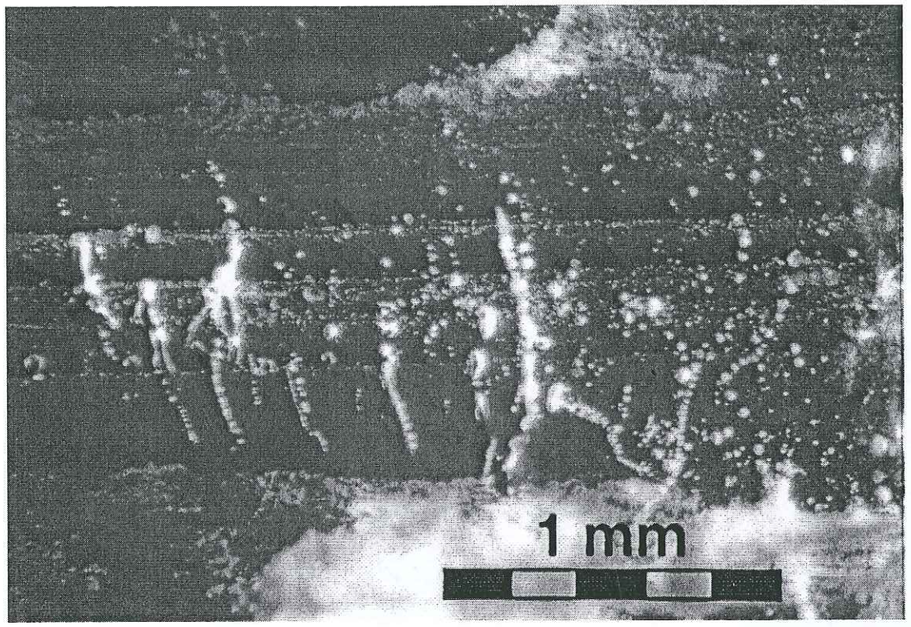


Figure 8.9. *Microfissuration dans les traces de frottement, avec de la recristallisation au fond des rainures. Essai p160021, σ_n = 800 kPa, V_e = 5 mm.min^{-1}, R_a = 0,07 mm, 10 cycles. Microscopie en transmission.*



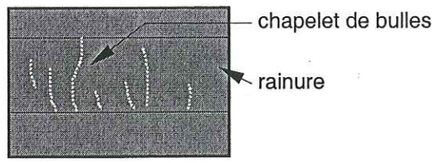
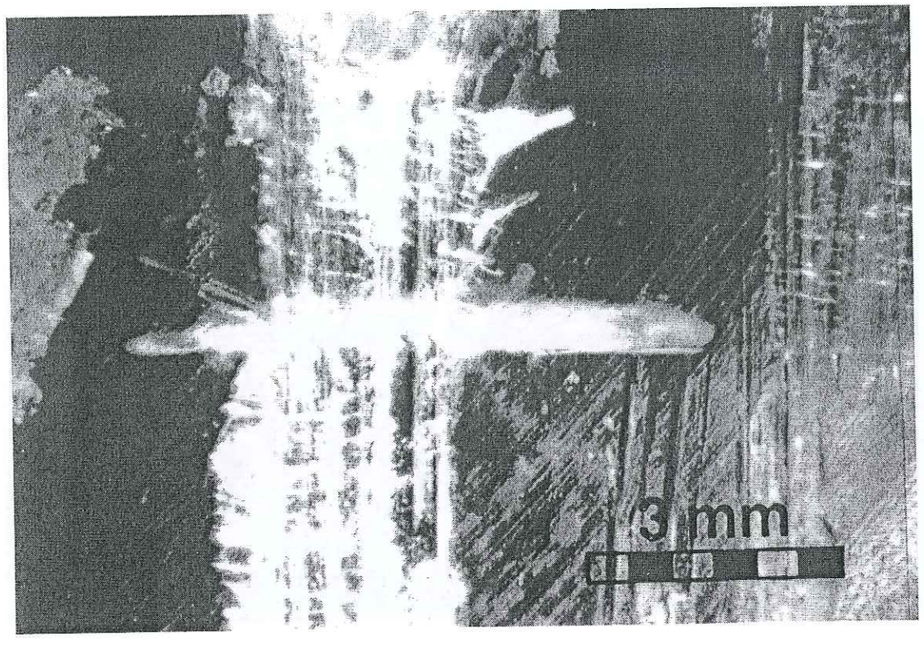


Figure 8.10. *Réseau de bulles dans une rainure de frottement. Ces bulles correspondent à l'ouverture de microfissures pendant l'essai de frottement. Essai g040021, σ_n = 200 kPa, V_e = 5 mm.min^{-1}, R_a = 0,16 mm, 10 cycles. Microscopie en transmission.*



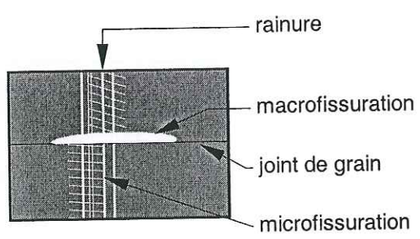
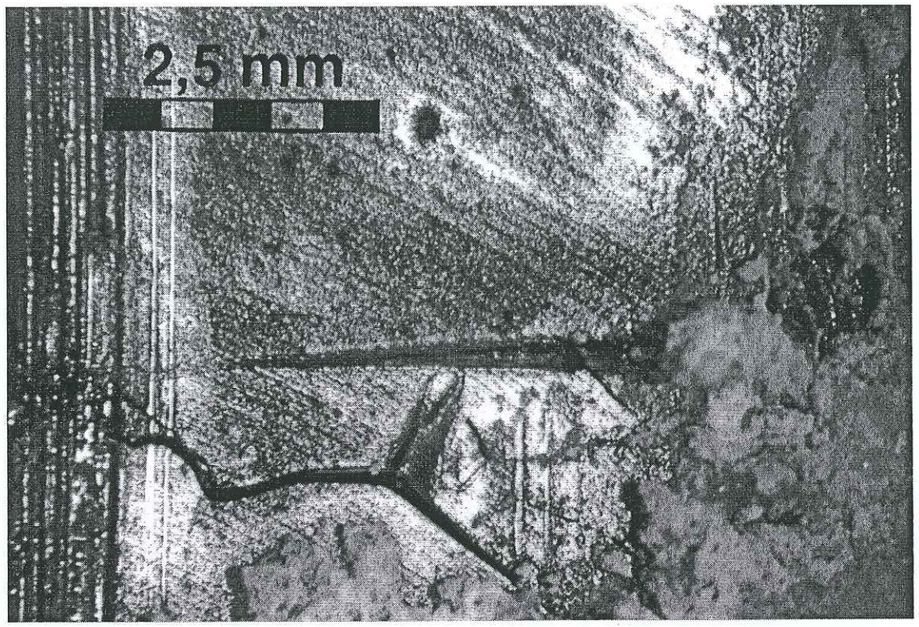


Figure 8.11. *Macrofissuration au niveau d'un joint de grain. La macrofissure s'est formée lors du passage d'une aspérité de la plaque sur le joint de grain. Essai g010011, $\sigma_n = 50$ kPa, $V_e = 10$ mm.min^{-1}, $R_a = 0{,}18$ mm, 5 cycles. Microscopie en transmission.*



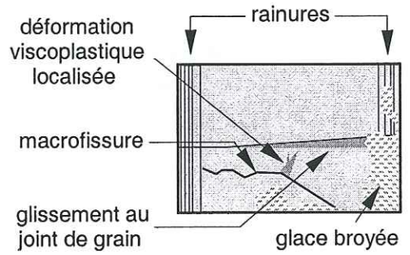
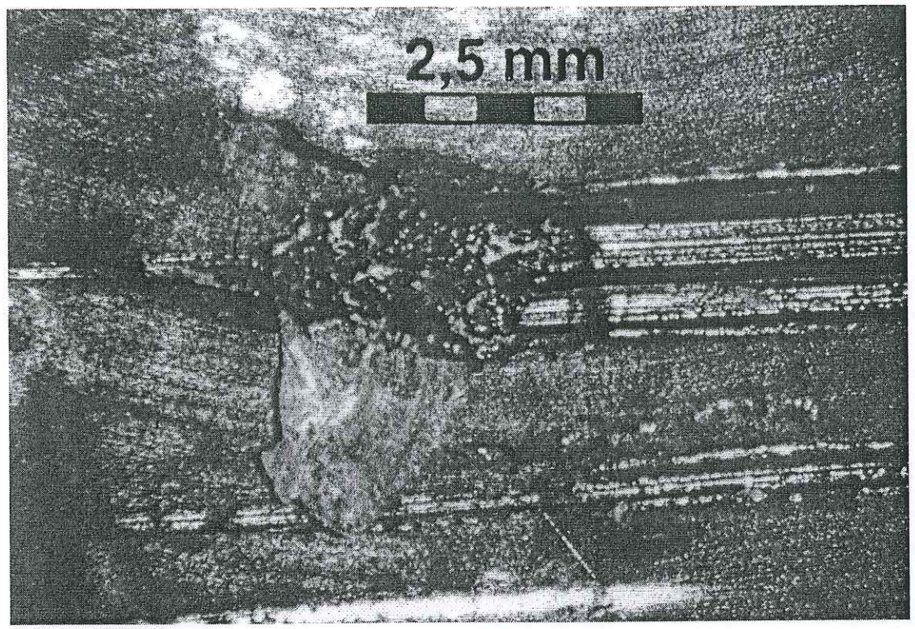


Figure 8.12. *Zone fortement déformée à la surface de la glace. On observe une macrofissure de grande taille et une bosse due à la déformation viscoplastique locale de la glace. Noter le glissement qui s'est produit au joint de grain. Essai g040011, $\sigma_n = 200$ kPa, $V_e = 10$ mm.min^{-1}, $R_a = 0{,}26$ mm, 10 cycles. Microscopie en réflexion.*



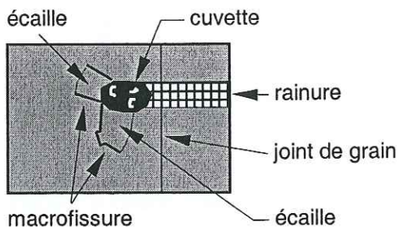
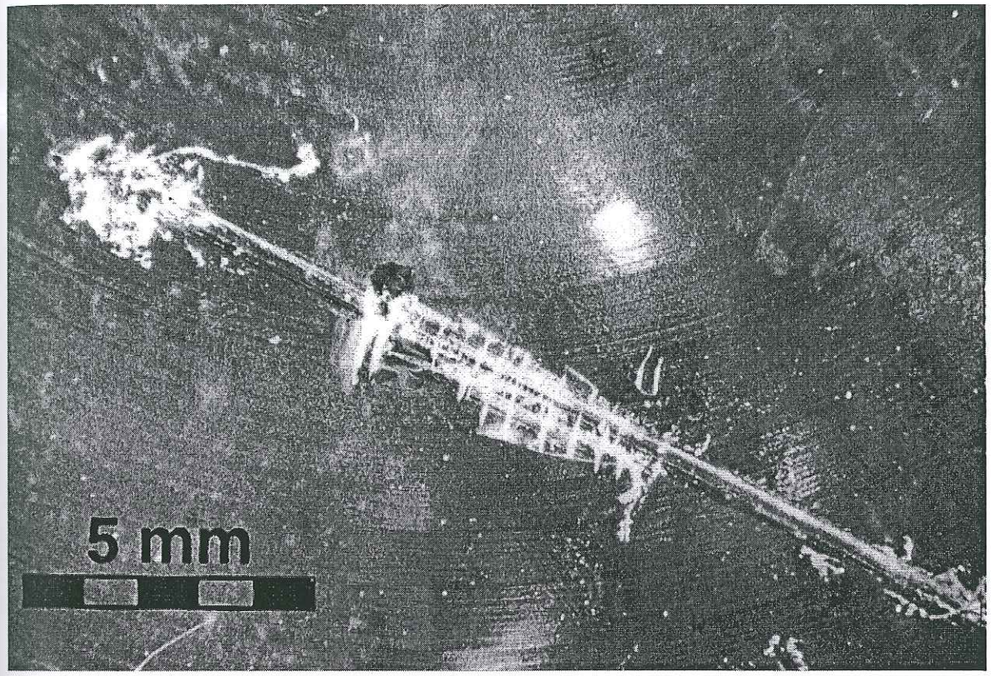


Figure 8.13. *Formation de macrofissures lors de l'indentation de la glace par une aspérité de la plaque. Le relief a laissé une empreinte en forme de cuvette à la surface de la glace. Des écailles de glace, délimitées par des macrofissures, se sont soulevées. Noter la variation de la profondeur de la rainure au niveau du changement de grain. Essai g080031, $\sigma_n = 400$ kPa, $V_e = 1$ mm.min^{-1}, $R_a = 0{,}19$ mm, 0,75 cycle. Microscopie en réflexion.*



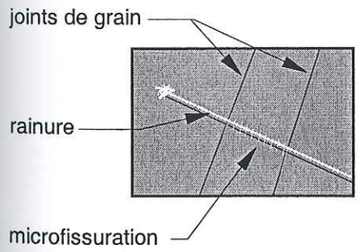


Figure 8.14. *Effet du changement d'orientation des cristaux de glace sur la microfissuration. Essai g080011, $\sigma_n = 400$ kPa, $V_e = 10$ mm.min^{-1}, $R_a = 0{,}19$ mm, 0,75 cycle. Microscopie en réflexion.*

Chapitre 9
Analyse des résultats

9.1 Introduction

Après avoir situé nos résultats par rapport à ceux de la littérature provenant d'études faites dans des conditions voisines, nous comparerons les résultats de nos essais CNC avec ceux des essais CNVP. Ensuite, nous analyserons et interpréterons l'influence de la contrainte normale nominale, de la vitesse d'entraînement et de la rugosité sur le coefficient de frottement final. A partir des tendances dégagées par cette analyse, nous proposerons une loi de frottement donnant les coefficients de frottement final et initial en fonction de ces paramètres.

9.2 Comparaison avec les résultats de la bibliographie

9.2.1 Peu d'études similaires

Pour tester la validité de nos résultats, nous nous sommes intéressés à leur concordance avec ceux, peu nombreux, d'autres études réalisées dans des contextes similaires. Ces études sont présentées ici par ordre chronologique, et nous ne nous intéresserons qu'aux essais qui se rapprochent le plus de ceux que nous avons effectués.

9.2.1.1 Barnes et al. (1971)

Barnes et al. (1971) ont réalisé des essais de frottement glace-granit et glace-verre à -11,75°C. Les surfaces planes sur lesquelles frottait la glace étaient nettoyées par ultrasons, dans un bain d'acétone. La rugosité des surfaces était sans doute très faible : Barnes et al. (1971) qualifient leurs surfaces de « lisses », mais sans indiquer l'ordre de grandeur de la rugosité.

Le patin de glace était un cône de glace polycristalline (angle au sommet 170°) écrasé sur la surface frottante par une force de 300 à 1200 N. Il en résultait une surface de contact initiale circulaire de 5 à 10 mm de diamètre. Ce diamètre continuait à croître au cours des essais, à cause du fluage et de l'usure de la glace. Par conséquent, l'ordre de grandeur de la contrainte normale nominale moyenne était de 10 MPa. La gamme des vitesses utilisées était vaste : de 10^{-8} à 10^{-1} m.s^{-1} (6.10^{-4} à 6000 mm.min^{-1}).

En comparaison, la contrainte normale nominale et le type de matériau frottant contre la glace diffèrent de nos essais. Par contre, le type de glace utilisé, la température et la vitesse de glissement sont du même ordre de grandeur.

9.2.1.2 Budd et al. (1979)

Budd et al. (1979) ont réalisé des essais de frottement entre de la glace polycristalline fondante et différents types de surfaces, dont des surfaces de béton, immergées dans de l'eau à 0°C. Ils ont travaillé avec une contrainte normale nominale de 350 à 4000 kPa et des vitesses de glissement comprises entre 0,1 et 1 mm.min^{-1}. A partir des profils de plaque de béton qu'ils donnent en exemple, nous estimons la rugosité moyenne des plaques à 0,003 mm.

Hormis la température utilisée (point de fusion de la glace) et des conditions particulières (le contact est placé dans un bain d'eau liquide), les essais de Budd et al. (1979) ont été réalisés dans des conditions similaires à celles de nos essais.

9.2.1.3 Tabata et Tusima (1981)

Les essais de Tabata et Tusima (1981) sont parmi les rares réalisés dans des conditions très similaires aux nôtres. En effet, ils ont étudié le frottement entre un patin de glace de mer et des plaques de béton lisses (nous estimons arbitrairement leur rugosité moyenne à 0,001 mm), sous une contrainte normale nominale de 350 kPa et avec des vitesses de glissement de 4,8 et 24 mm.min^{-1}. Seule la température (-2°C) diffère de celle de notre étude.

9.2.1.4 Saeki et al. (1986)

Dans leur publication, Saeki et al. (1986) ont défini complètement les paramètres des essais de frottement glace de mer-béton qu'ils ont réalisés. Ceux-ci sont très proches de ceux que nous avons choisis : contrainte normale nominale de 200 kPa, vitesses de 7 à 100 mm.min^{-1}, rugosité moyenne de 0,002 mm, température de -8°C. Parmi les différents travaux que nous avons cité jusqu'à présent, c'est cette étude qui se rapproche le plus de la nôtre.

9.2.1.5 Shapiro et Metzner (1987)

Les essais réalisés par Shapiro et Metzner (1986) sont particuliers en cela qu'ils consistaient à tirer, à l'aide d'un bulldozer, des blocs de glace de mer échoués sur une plage, pour étudier le frottement glace-galets. La température de la glace était de -1°C, la vitesse de traction de 0,3 m.s^{-1} (18000 mm.min^{-1}). Ils ont estimé la contrainte normale nominale entre 10 et 20 kPa, la surface apparente de contact étant la surface des blocs de glace (5,9 et 9,1 m^2). Ces auteurs ne mentionnent pas dans leur article la rugosité de la plage de galets. En supposant que les galets ne pénètrent pas dans la glace (ce qui paraît raisonnable étant donné la vitesse de glissement imposée), nous la fixons arbitrairement à 0,5 mm, ce qui est un bon ordre de grandeur pour une roche polie par la mer.

Ces essais, au-delà de leur aspect particulier, sont assez peu semblables aux nôtres. Il convient donc de les considérer avec précaution.

9.2.2 Comparaison des résultats

Les résultats de ces cinq études sont consignés dans le graphe de la Figure 9.1. Nous y avons ajouté les résultats de nos essais CNC. Nous avons retenu le coefficient de frottement initial μ_0 comme grandeur significative pour effectuer la comparaison. En effet, aucun des auteurs cités n'a réalisé d'essais pour lesquels la distance de glissement parcourue avant mesure du coefficient de frottement était importante.

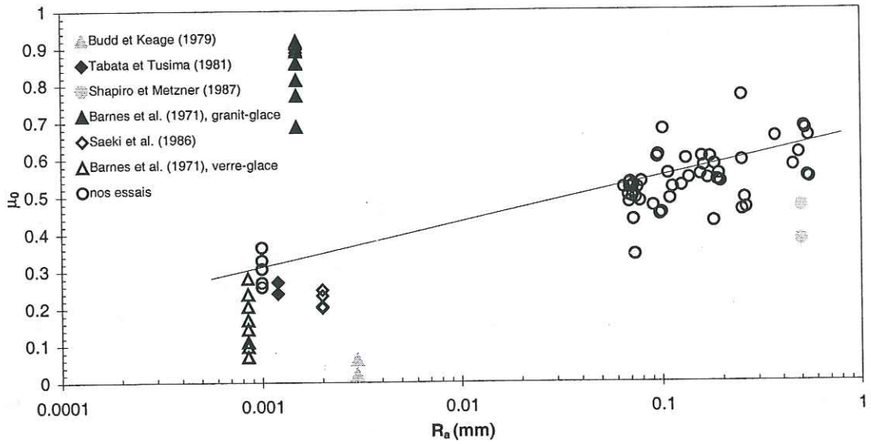


Figure 9.1. *Comparaison de nos essais avec ceux de la littérature. La droite de régression définit de manière indicative la tendance de nos résultats. Pour les essais issus de la bibliographie, la rugosité moyenne est approximative (elle est souvent estimée à partir de peu d'informations). Les conditions d'essais sont:*
Budd et al. (1979) : béton-glace équiaxe ; 0°C ; σ_n = 350 kPa ; 0,1 < Ve < 1 mm.min^{-1}.
Tabata et Tusima (1981); béton-glace de mer ; -2°C ; σ_n = 350 kPa; V_e = 4,8 et 24 mm.min^{-1}.
Shapiro et Metzner (1987); galets-glace de mer ; -1°C; σ_n = 10 à 20 kPa; V_e = 18000 mm.min^{-1}.
Barnes et al. (1971); -11,75°C ; σ_n = 10 MPa ; 0,1 < Ve < 50 mm.min^{-1}.
Saeki et al. (1986); béton-glace de mer ; -8°C ; σ_n = 200 kPa ; 7 < Ve < 100 mm.min^{-1}.

La Figure 9.1 montre que nos résultats sont en assez bon accord avec ceux de la littérature, si l'on excepte les résultats de Barnes et al. (1971) pour le granit. Sous cette condition nos essais donnent toutefois des coefficients de frottement un peu plus élevés que ceux donnés par les

autres études. Une température supérieure à -10°C explique cette légère différence, en particulier pour les essais de Budd et al (1979) qui ont été réalisés à 0°C.

Les coefficients de frottement glace-granit de Barnes et al. (1971) sont très nettement supérieurs à ceux que nous avons mesurés, et ils sont également sans rapport avec ceux cités par ailleurs. Nous attribuons ces forts coefficients de frottement au type de nettoyage appliqué par Barnes et al. (1971) à la surface de frottement avant leurs essais. Ce nettoyage supprime l'écran de la surface de granit, permettant à l'adhérence glace-granit de devenir le mécanisme prédominant (selon les auteurs le glissement implique le cisaillement de la glace accompagné de microfissuration).

La Figure 9.2 donne l'évolution du coefficient de frottement initial en fonction de la vitesse pour les essais de Saeki et al. (1986) et pour cinq des essais que nous avons réalisés. Ces cinq essais ont été réalisés dans des conditions très proches de celles de Saeki et al. (1986) : contrainte normale nominale de 300 ou 500 kPa, vitesse d'entraînement de 0,1 à 10 mm.min^{-1}, rugosité moyenne de 0,001 mm. Nous constatons que nos mesures et celles de Saeki et al. sont cohérentes.

Enfin, comme indiqué sur la Figure 9.1, nos essais donnent un coefficient de frottement qui est fonction croissante de la rugosité. Cette tendance n'est pas contredite par les études citées, toujours à condition d'exclure les résultats de Barnes et al. (1971) pour le granit.

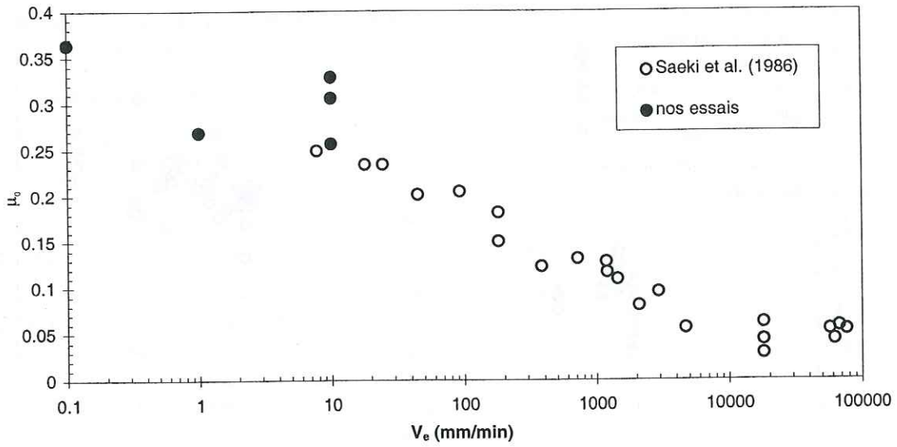


Figure 9.2. *Comparaison entre nos essais et ceux de Saeki et al. (1986). Parmi nos essais, nous avons retenu ceux dont les caractéristiques sont similaires : béton-glace de mer ; -8°C ; σ_n = 200 kPa ; R_a = 0,002 mm.*

9.2.3 Bilan

Peu de résultats d'essais effectués dans des conditions similaires à celles que nous avons imposées sont disponibles dans la littérature. Ceux que nous avons pu trouver montrent que nos résultats sont en accord avec les travaux antérieurs.

9.3 Différences entre les essais CNC et les essais CNVP

Les essais CNVP ayant été conçus dans le seul but de diminuer la durée des expériences, on s'attend à ce que les deux types d'essais CNC et CNVP que nous avons réalisés donnent des résultats semblables. En conséquence, avant d'aller plus loin dans leur analyse, il convient de nous intéresser à la cohérence des résultats de ces deux types d'essais.

9.3.1 Différences observées

Les Figures 9.3 et 9.4 montrent les résultats, en terme de coefficient de frottement final, des huit essais CNVP que nous avons réalisés ainsi que ceux des essais CNC qui leur correspondent. Les incertitudes de mesures, telles que nous les avons définies au Chapitre 5, expliquent les différences entre les résultats de 13 essais CNC et ceux des essais CNVP correspondants.

Pour les 10 essais CNC restants (4 réalisés sur plaques de rugosité voisine de 0,1 mm et 6 réalisés sur plaques de rugosité voisine de 0,3 mm, repérés par leur nom sur les Figures 9.3 et 9.4), nous constatons une différence avec les résultats des essais CNVP. Cette différence n'est pas expliquée par les incertitudes de mesures. Les résultats des essais p010031, g040011 et g040012 ne sont pas significatifs. Un problème de rotation sur elle-même de l'éprouvette de glace lors de l'essai p010031 diminue artificiellement le niveau de frottement mesuré lors de cet essai. Une usure anormale de la plaque lors des essais g040011 et g040012 a injecté dans le contact de très nombreux granulats qui ont joué le rôle des billes d'un roulement à billes diminuant le niveau du frottement.

Une rugosité moyenne inférieure à celle utilisée pour les essais CNVP correspondants pourrait expliquer le faible coefficient de frottement mesuré pour les essais g010011 et g040031. Il reste donc cinq essais qui posent problème (p010012, p040011, p160041, g040021 et g010031). Nous pensons que l'on retrouve ici les problèmes de reproductibilité évoqués au Chapitre 6, liés notamment à la forte sensibilité du frottement à la géométrie de la surface de béton (et en particulier à la configuration des reliefs les plus proéminents). Ces phénomènes sont d'autant plus marqués que le nombre de contacts est réduit. L'observation des éprouvettes de glace en fin d'essais montre que pour des niveaux de contrainte inférieurs à 400 kPa le nombre de contacts réels entre la glace et le béton est très réduit, en particulier pour les grandes rugosités (à titre d'exemple, lors de l'essai g010011, le nombre de contacts élémentaires est resté inférieur à 10, certains de ces contacts ne restant pas actifs sur toute la course de la glace sur la plaque, cf. Figure 9.5). Les essais qui posent ici problème ont été réalisés, à l'exception d'un, avec une contrainte normale nominale inférieure à 400 kPa.

9.3.2 Conclusion sur l'utilisation des essais CNC et CNVP

Nous pouvons considérer que les essais CNC et CNVP donnent des résultats similaires, dans les limites de l'incertitude supplémentaire liée à la géométrie de la plaque. Au vu des comparaisons effectuées dans le paragraphe précédent, nous évaluons cette incertitude sur le coefficient de frottement à ± 10 %.

Dans la suite, nous utiliserons les essais CNVP pour étudier l'influence de la vitesse d'entraînement et de la charge normale sur le frottement, ce qui permet de limiter l'influence de la variation de la rugosité des plaques, et nous utiliserons les essais CNC pour étudier l'influence de la rugosité des plaques sur le coefficient de frottement.

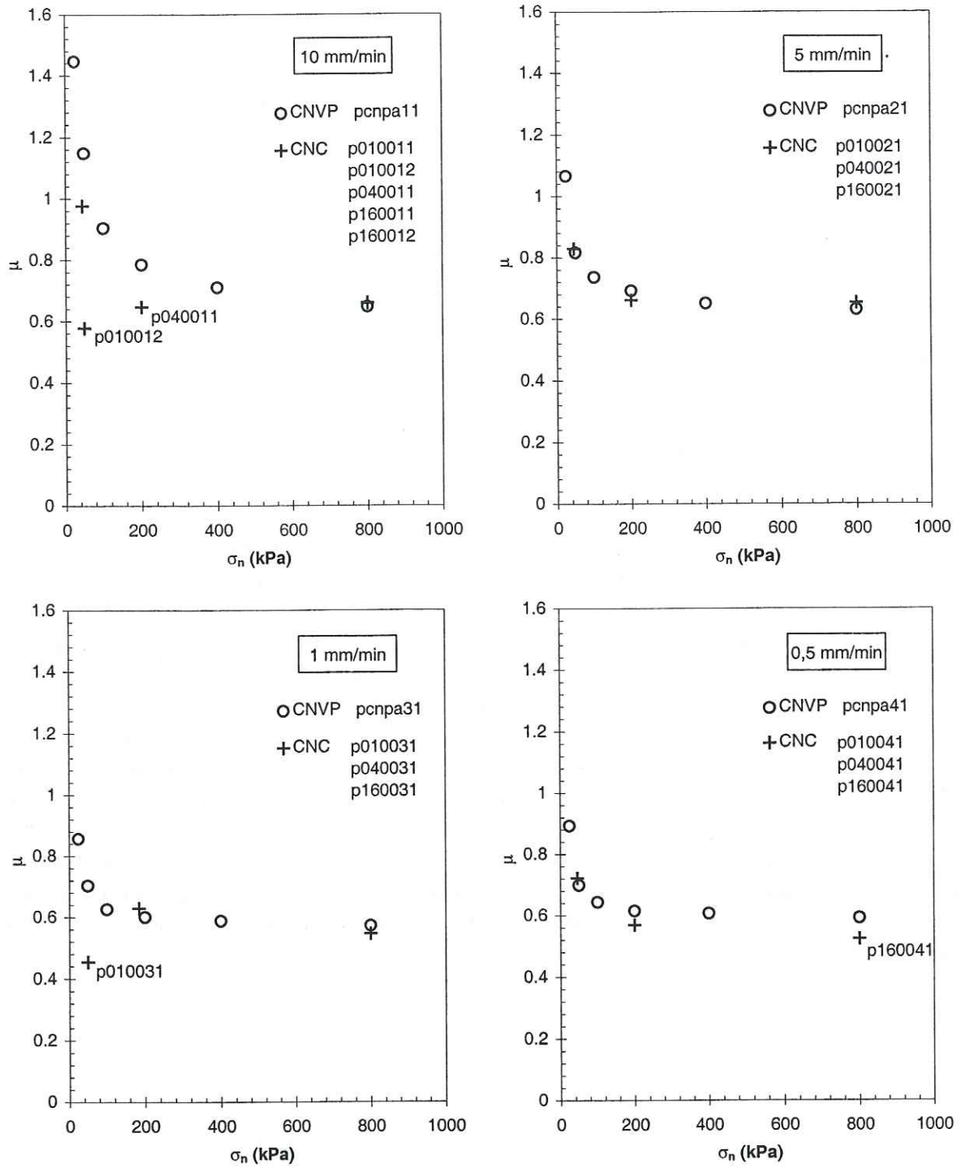


Figure 9.3. Comparaison des essais CNVP et CNC. Cas des essais réalisés avec une rugosité moyenne voisine de 0,1 mm. La concordance entre les résultats des essais CNC et CNVP est globalement bonne.

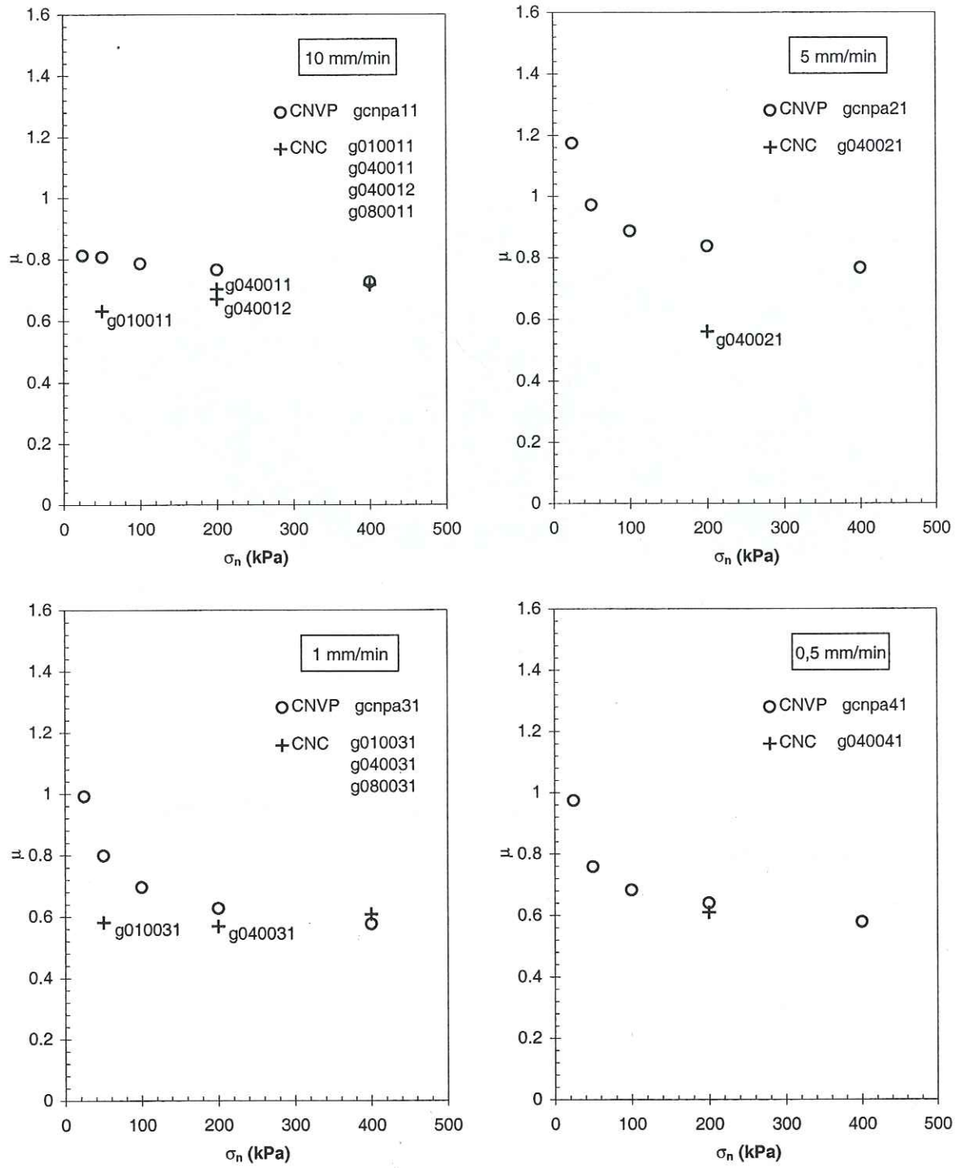


Figure 9.4. Comparaison des essais CNVP et CNC. Cas des essais réalisés avec une rugosité moyenne voisine de 0,3 mm. La concordance entre les résultats des essais CNC et CNVP est moins bonne que pour les essais réalisés sur plaque de rugosité moyenne égale à 0,1 mm.

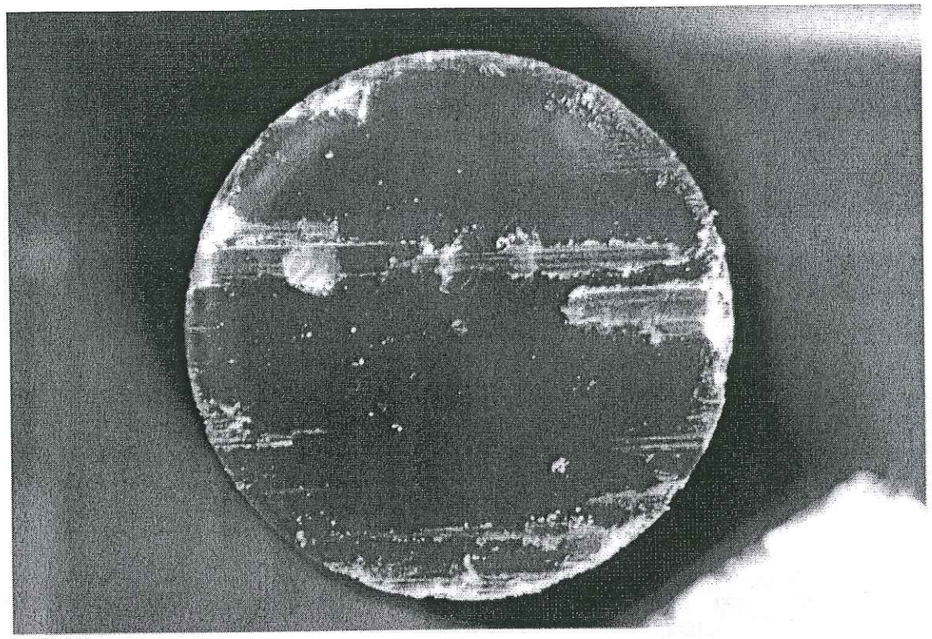


Figure 9.5. *Eprouvette de glace après l'essai de frottement g010011. Le nombre de contacts élémentaires est très réduit. Diamètre de l'éprouvette : 6 cm.* $\sigma_n = 50$ *kPa,* $V_e = 10\ mm.min^{-1}$, $R_a = 0{,}18$ *mm, 5 cycles.*

9.4 Influence des paramètres d'essai sur le coefficient de frottement final

9.4.1 Influence de la charge normale

9.4.1.1 Comportement observé

La Figure 9.6 illustre les variations du coefficient de frottement final μ en fonction de σ_n et $1/\sigma_n$, pour les essais CNVP réalisés sur plaque de petite rugosité (R_a voisin de 0,1 mm). La Figure 9.7 donne ces mêmes variations pour les essais CNVP réalisés sur plaque de grande rugosité (R_a voisin de 0,3 mm). Pour compléter la gamme de vitesses de glissement, nous avons ajouté sur ces graphes les données provenant des essais CNC réalisés sur les mêmes types de plaque, avec une vitesse de glissement de 0,1 $mm.min^{-1}$.

Nous constatons que, dans tous les cas, le coefficient de frottement est une fonction décroissante de la contrainte normale nominale. L'expression du coefficient de frottement en fonction de σ_n^{-1} montre que l'on peut ajuster les courbes obtenues avec une loi linéaire du type :

$$\mu = A + B \,.\, \sigma_n^{-1} \qquad (9.1)$$

ou

$$\sigma_t = B + A \,.\, \sigma_n \qquad (9.2)$$

où A et B sont des coefficients indépendants de σ_n. Cette loi est similaire à la loi de Coulomb couramment utilisée en mécaniques des sols sous la forme $\sigma_t = C + \sigma_n \,.\, \tan\phi$.

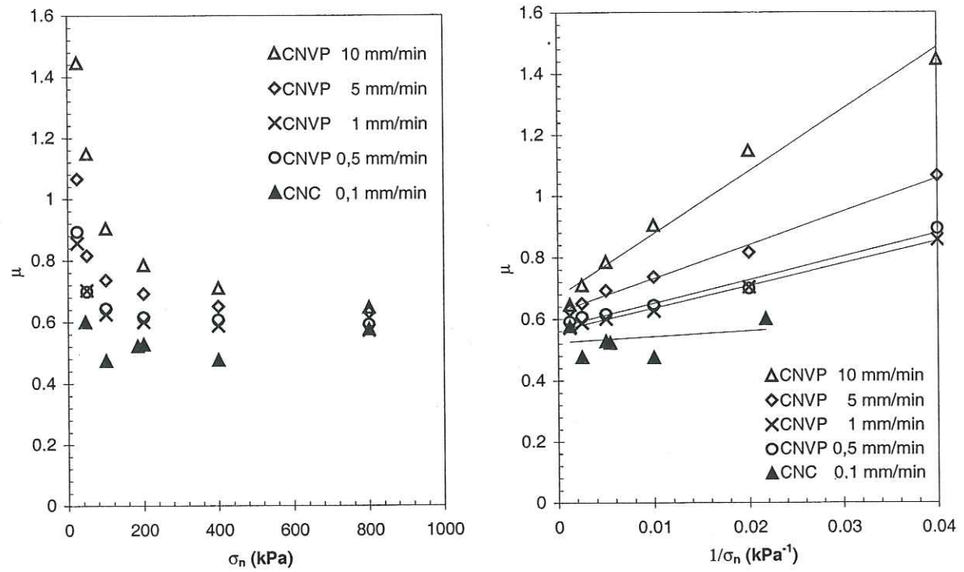


Figure 9.6. *Effet de la charge normale sur le coefficient de frottement final, pour les petites rugosités (0,1 mm). Résultats des essais CNVP pour les vitesses de 0.5, 1, 5, et 10* $mm.min^{-1}$. *Nous avons ajouté les résultats des essais CNC réalisés dans des conditions similaires pour la vitesse d'entraînement de 0,1* $mm.min^{-1}$.

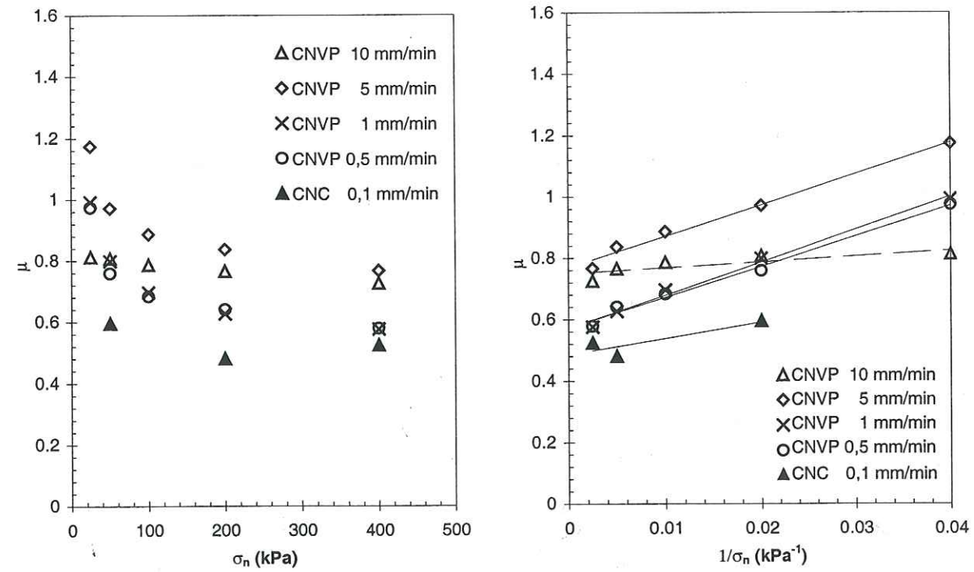


Figure 9.7. *Effet de la charge normale sur le coefficient de frottement final, pour les grandes rugosités (0,3 mm). Résultats des essais CNVP pour les vitesses de 0.5, 1, 5 et 10* $mm.min^{-1}$. *Nous avons ajouté les résultats des essais CNC réalisés dans des conditions similaires pour la vitesse d'entraînement de 0,1* $mm.min^{-1}$.

Les résultats expérimentaux permettent de déterminer les valeurs de A et B par régression linéaire. Ces valeurs sont consignées dans les Tableaux 9.1 et 9.2 qui donnent A et B en fonction de la vitesse d'entraînement et du type de rugosité (petite ou grande). Une illustration est donnée par la Figure 9.8.

Tableau 9.1. *Coefficients A et B dans la relation 9.1 pour les plaques de petite rugosité (R_a voisin de 0,1 mm), en fonction de la vitesse d'entraînement.*

V_e (mm.min^{-1})	10	5	1	0,5	0,1
A	0,673	0,623	0,562	0,575	0,524
B (kPa)	20,332	10,844	7,267	7,587	1,868

Tableau 9.2. *Coefficients A et B dans la relation 9.1 pour les plaques de grande rugosité (R_a voisin de 0,3 mm), en fonction de la vitesse d'entraînement.*

V_e (mm.min^{-1})	*10*	5	1	0,5	0,1
A	*0,750*	0,768	0,571	0,572	0,485
B (kPa)	*1,869*	10,210	10,732	9,967	5,306

Il semble que A ne dépend de la rugosité que pour les vitesses d'entraînement importantes (supérieures à 2 mm.min^{-1}). L'inverse pourrait être vrai pour l'influence de la rugosité sur B. Ces dernières remarques sont à considérer avec prudence puisqu'elles reposent sur l'analyse de peu de résultats.

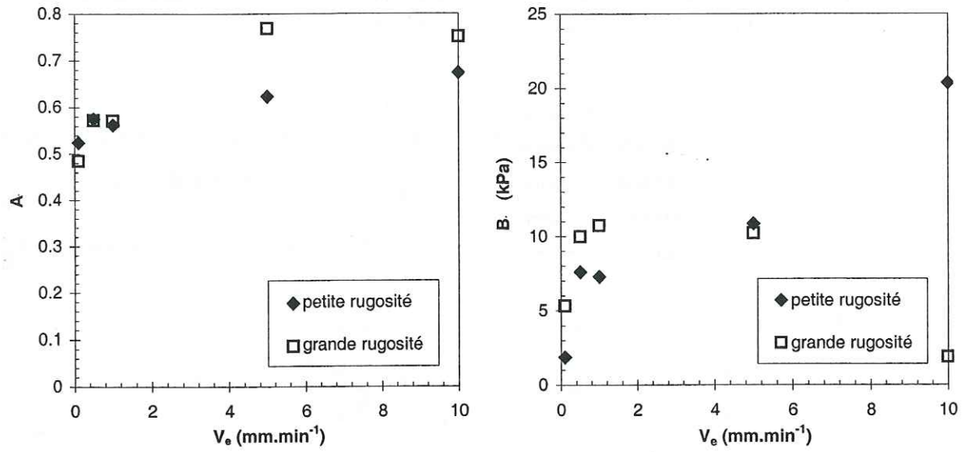


Figure 9.8. *Effet de la vitesse d'entraînement et du type de rugosité sur les paramètres A et B de la relation 9.1. La valeur indicative de la rugosité moyenne est de 0,1 mm (petite rugosité) ou 0,3 mm (grande rugosité).*

9.4.1.2 Discussion

Les résultats obtenus à partir de l'essai gcnpa11 (grande rugosité, V_e = 10 mm.min^{-1}), indiqués en italique dans le Tableau 9.2, ne sont pas cohérents avec les autres. Les observations réalisées à la fin de cet essai ont montré une forte dégradation de la surface de béton au cours

de l'essai (la rugosité moyenne a chuté de 0,27 à 0,12 mm). Les nombreuses particules d'usure présentes dans le contact ont changé la nature du contact. Par suite, nous ne considérons pas les résultats de cet essai comme significatifs.

Par analogie, nous pouvons identifier les paramètres A et B des relations (9.1) et (9.2) à ceux de la loi de Coulomb. Le coefficient A correspond alors à la tangente de l'angle de frottement interne ϕ et B à la cohésion C. Ce qui nous intéresse ici n'est pas le comportement du matériau glace, mais le comportement de l'interface. Le paramètre A est ainsi caractéristique du frottement à l'interface et B est caractéristique de la "cohésion" de l'interface. Celle-ci est la manifestation de mécanismes adhésifs entre la glace et le béton, au niveau des contacts réels. L'essai gcnpa11 confirme d'ailleurs indirectement le rôle de l'adhérence dans le contact glace-béton : l'usure importante de la plaque lors de l'essai provoque l'apparition dans le contact d'un troisième corps peu cohésif (agglomérat friable de particules de ciment et petits granulats) qui limite les contacts directs entre la plaque et la glace. Le rôle de l'adhérence se trouve ainsi limité. L'origine de l'adhérence entre la glace et le béton reste à discuter. Nous savons que l'adhérence glace-glace est importante et nous pensons qu'elle peut aussi se développer dans le cas du contact glace-béton, d'autant plus facilement que le béton contient des molécules d'eau adsorbées autour des particules de ciment.

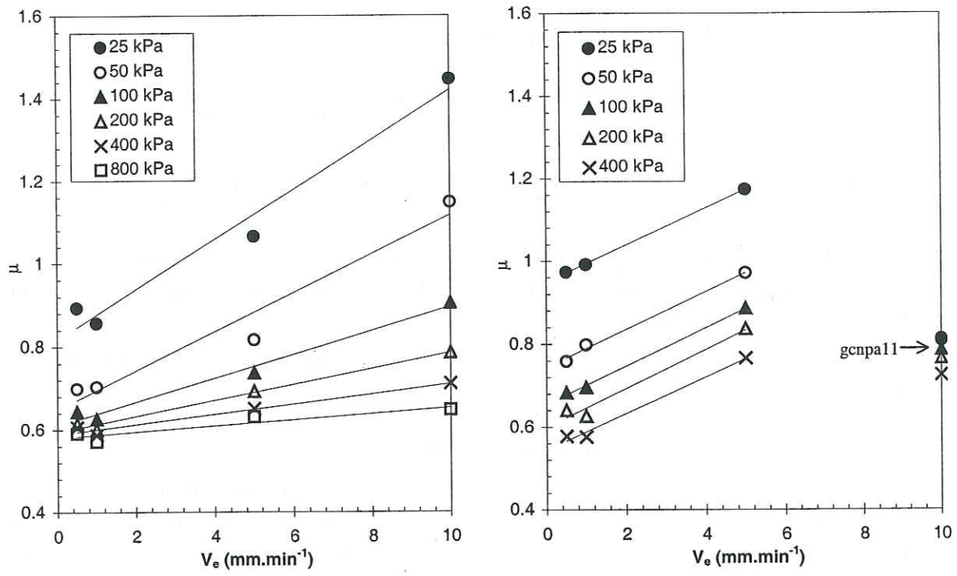


Figure 9.9. *Effet de la vitesse d'entraînement V_e sur le coefficient de frottement. Les données sont obtenues à partir des résultats des essais CNVP réalisés sur plaque de petite rugosité (à gauche) et sur plaque de grande rugosité (à droite). Les régressions linéaires sont obtenues à partir de l'ensemble des points, sauf pour les essais réalisés sur plaque de grande rugosité pour lesquels nous n'avons pas pris en compte les résultats obtenus à 10 mm.min^{-1} (essai gcnpa11).*

9.4.2 Influence de la vitesse d'entraînement

9.4.2.1 Comportement observé

La Figure 9.9 illustre la variation du coefficient de frottement final μ en fonction de la vitesse d'entraînement V_e, pour les essais CNVP.

Nous constatons que le coefficient de frottement est une fonction croissante de la vitesse d'entraînement. Nous approchons cette fonction par la fonction linéaire :

$$\mu = C + D \, . \, V_e \qquad (9.3)$$

où C et D sont indépendants de σ_n. Les valeurs de C et D, calculées par régression linéaire, sont données dans les Tableaux 9.3 et 9.4 en fonction de la contrainte normale nominale σ_n et du type de rugosité de la plaque (petite ou grande). Les résultats de l'essai gcnpa11, considérés comme non significatifs, n'ont pas été pris en compte dans le calcul de C et D.

Tableau 9.3. *Coefficients C et D dans la relation 9.3 pour les plaques de petite rugosité (R_a voisin de 0,1 mm) en fonction de la contrainte normale nominale.*

σ_n (kPa)	25	50	100	200	400	800
C	0,819	0,648	0,609	0,594	0,588	0,580
D (min.mm^{-1})	0,0605	0,0468	0,0286	0,0191	0,0122	0,0072

Tableau 9.4. *Coefficients C et D dans la relation 9.3 pour les plaques de grande rugosité (R_a voisin de 0,3 mm) en fonction de la contrainte normale nominale.*

σ_n (kPa)	25	50	100	200	400
C	0,949	0,744	0,656	0,599	0,545
D (min.mm^{-1})	0,0490	0,0456	0,0461	0,0471	0,0441

La Figure 9.10 montre les variations de C et D en fonction de la contrainte normale nominale et du type de rugosité (petite ou grande). Le peu de points disponibles permet cependant de tirer, avec prudence, quelques conclusions :

- C est une fonction décroissante de la contrainte normale nominale. La valeur de C semble tendre vers un minimum quand la contrainte normale nominale devient importante (ce minimum est compris entre 0,50 et 0,55). La rugosité de la plaque semble n'être influente que pour les faibles contraintes normales nominales.
- pour D, nous observons deux comportements très différents en fonction de la rugosité de la plaque. Pour la petite rugosité, D décroît de manière importante lorsque la contrainte normale nominale augmente, alors que pour la grande rugosité, D est presque indépendant de la contrainte normale nominale.

9.4.2.2 Discussion

L'augmentation du coefficient de frottement avec la vitesse d'entraînement suggère un rôle important de la viscoplasticité de la glace. Les observations visuelles ont montré que la glace s'écoule autour des reliefs de la plaque lors du glissement de la glace par rapport au béton. Pour un même enfoncement des reliefs de la plaque dans la glace, la vitesse de déformation de la glace autour des reliefs doit être une fonction croissante de la vitesse. La loi de Glen (2.3) implique alors que la contrainte de cisaillement dans la glace doit augmenter quand la vitesse d'entraînement augmente. Cela induit un glissement plus difficile de la glace sur le béton, c'est

à dire une augmentation du coefficient de frottement. Pour un enfoncement donné des reliefs de la plaque dans la glace (donc en principe pour une charge donnée), le coefficient de frottement doit donc être une fonction croissante de la vitesse.

Cependant, l'importance du rôle de la rugosité est à nuancer. En effet, les contraintes au niveau des contacts réels génèrent un phénomène de portance qui s'oppose à la charge normale et qui permet l'équilibre vertical de la glace. Les contraintes dans le contact augmentant avec l'augmentation de la vitesse, la portance doit elle aussi augmenter quand la vitesse augmente, ce qui entraîne la diminution de l'enfoncement des reliefs sur la plaque. Ce mécanisme de portance agit donc en limitant l'augmentation du coefficient de frottement liée à l'augmentation de la vitesse. Il doit être d'autant plus influent que les pentes des aspérités du béton sont faibles. En supposant un nombre de points de contact indépendant de la rugosité des plaques, les plaques de forte rugosité devraient présenter des pentes plus fortes que celles de faible rugosité. On peut donc s'attendre à ce que, pour les fortes rugosités, la portance limite moins l'augmentation du coefficient de frottement consécutive à l'augmentation de la vitesse que dans le cas des plaques de faible rugosité. Ceci est conforme à ce que nous observons, puisqu'il apparaît (cf. Figure 9.9) que le taux d'augmentation du coefficient de frottement avec la vitesse est plus faible dans le cas des plaques de petite rugosité que dans celui des plaques de grande rugosité (quand la contrainte normale nominale est supérieure à 100 kPa). Cela se traduit sur la Figure 9.10 par le fait que, pour les contraintes normales nominales supérieures à 100 kPa, le coefficient D est plus grand dans le cas des plaques de grande rugosité que dans celui des plaques de petite rugosité.

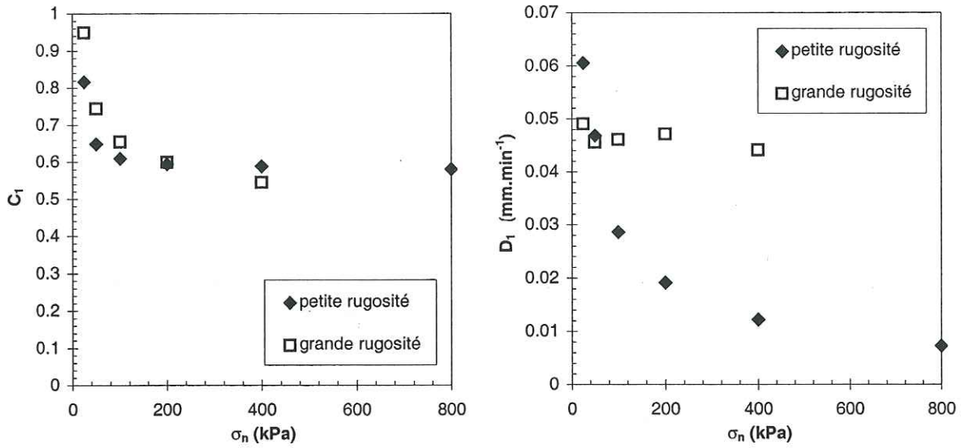


Figure 9.10. *Effet de la contrainte normale nominale et du type de rugosité sur les paramètres C et D de la relation 9.3. La valeur indicative de la rugosité moyenne est de 0,1 mm (petite rugosité) ou 0,3 mm (grande rugosité).*

9.4.3 Influence de la rugosité

9.4.3.1 Comportement observé

La Figure 9.11 donne le coefficient de frottement final μ en fonction de la rugosité moyenne R_a de la plaque, pour les essais réalisés sous contrainte normale nominale comprise entre 180 et 800 kPa. Comme nous avons vu que l'influence de la contrainte normale nominale sur le

frottement est faible dans cette gamme de contrainte, nous ne différencions pas le niveau de contrainte normale nominale pour les résultats apparaissant dans cette figure.

Nous constatons que le coefficient de frottement augmente avec la rugosité. Si nous mettons de côté les mesures réalisées sur plaque de rugosité quasiment nulle, les données sont convenablement approchées par une fonction linéaire de R_a, du type :

$$\mu = E + F \, . \, R_a \qquad (9.4)$$

où E et F sont des coefficients indépendants de R_a, mais dépendants de V_e.

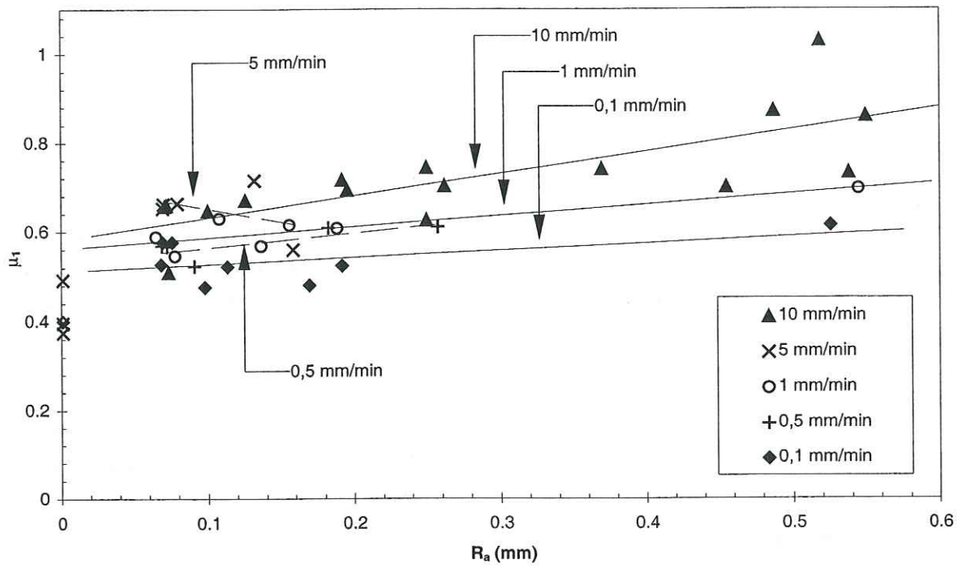


Figure 9.11. *Effet de la rugosité moyenne R_a sur le coefficient de frottement. Les données sont obtenues à partir des résultats des essais CNC réalisés sous une contrainte normale nominale supérieure à 180 kPa. Les droites de régression linéaire sont obtenues à partir de l'ensemble des points, sauf ceux correspondant à une rugosité quasiment nulle.*

Les valeurs de E et F, calculées par régression linéaire, sont données dans le Tableau 9.5 pour les vitesses d'entraînement de 10, 1 et 0,1 $mm.min^{-1}$. Nous ne les avons pas calculées pour 5 et 0,5 $mm.min^{-1}$ car la gamme de rugosité utilisée à ces vitesses n'est pas suffisamment large pour conduire à des valeurs significatives de E et F.

Tableau 9.5. *Coefficients E et F dans la relation 9.4 en fonction de la vitesse d'entraînement, obtenus pour $\sigma_n > 180$ kPa*

V_e ($mm.min^{-1}$)	10	5	1	0,5	0,1
E	0,582	/	0,562	/	0,512
F (mm^{-1})	0,498	/	0,248	/	0,156

Pour prendre en compte les résultats obtenus pour les rugosités quasiment nulles, on peut approcher les données à l'aide d'une fonction puissance (cf. Figure 9.12) de la forme :

$$\mu = (R_a / G)^H \qquad (9.5)$$

où G et H sont indépendants de R_a. Le Tableau 9.6 donne les valeurs de G et H pour les vitesses d'entraînement de 10, 1 et 0,1 $mm.min^{-1}$ (nous ne les calculons pas pour 5 et 0,5 $mm.min^{-1}$, pour les raisons invoquées précédemment).

Tableau 9.6. *Coefficients G et H dans la relation 9.5 en fonction de la vitesse d'entraînement, obtenus pour $\sigma_n > 180$ kPa*

V_e ($mm.min^{-1}$)	10	5	1	0,5	0,1
G (mm)	1,977	/	36,51	/	8529
H	0,155	/	0,091	/	0,056

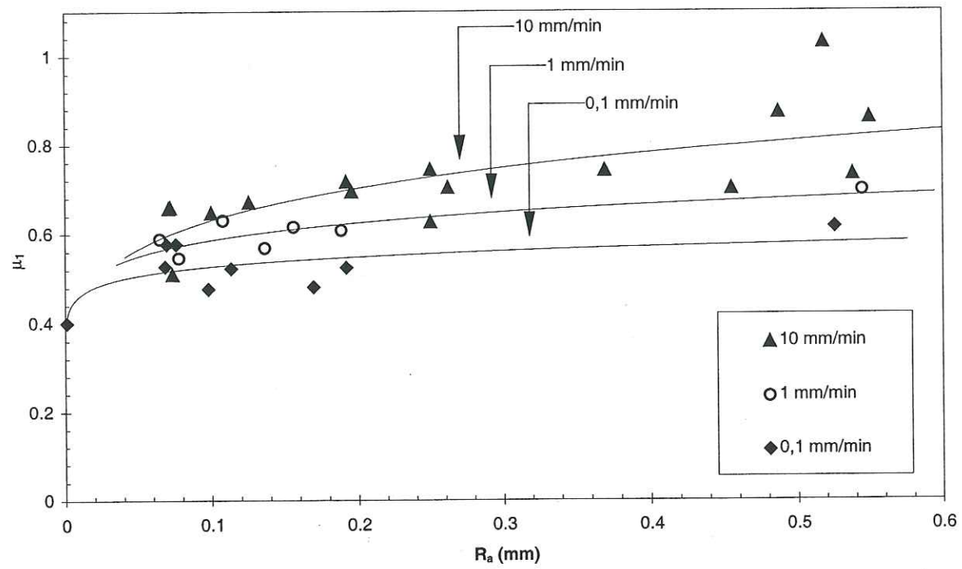


Figure 9.12. *Prise en compte du frottement à rugosité quasi-nulle : ajustement des données de la Figure 9.11 par des fonctions puissances.*

Les valeurs de E, F, G et H en fonction de la vitesse d'entraînement de la plaque sont reportées sur la Figure 9.13. Nous constatons que E et F sont des fonctions croissantes de la vitesse d'entraînement : l'augmentation du coefficient de frottement avec la rugosité est d'autant plus forte que la vitesse d'entraînement est élevée. D'autre part, G et H sont des fonctions positives, et H est inférieur à 1 : l'augmentation du coefficient de frottement avec la rugosité est d'autant plus forte que la rugosité est faible.

Nous n'avons pas parlé jusqu'à présent des résultats des essais CNC obtenus sous contraintes normales nominales inférieures à 180 kPa. La Figure 9.14 montre ces résultats obtenus pour une contrainte normale nominale de 50 kPa. Le trop petit nombre de données ne permet pas de conclure, mais il ne remet pas en cause les constats faits pour les contraintes normales nominales supérieures à 180 kPa.

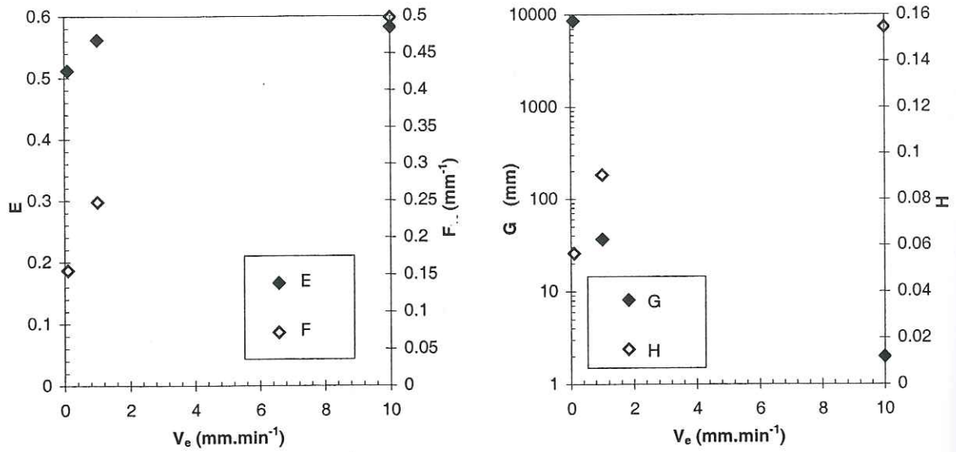


Figure 9.13. *Valeurs des coefficients E, F, G et H des relations 9.4 et 9.5 en fonction de la vitesse d'entraînement. Ces valeurs sont calculées pour des contraintes normales nominales supérieures à 180 kPa.*

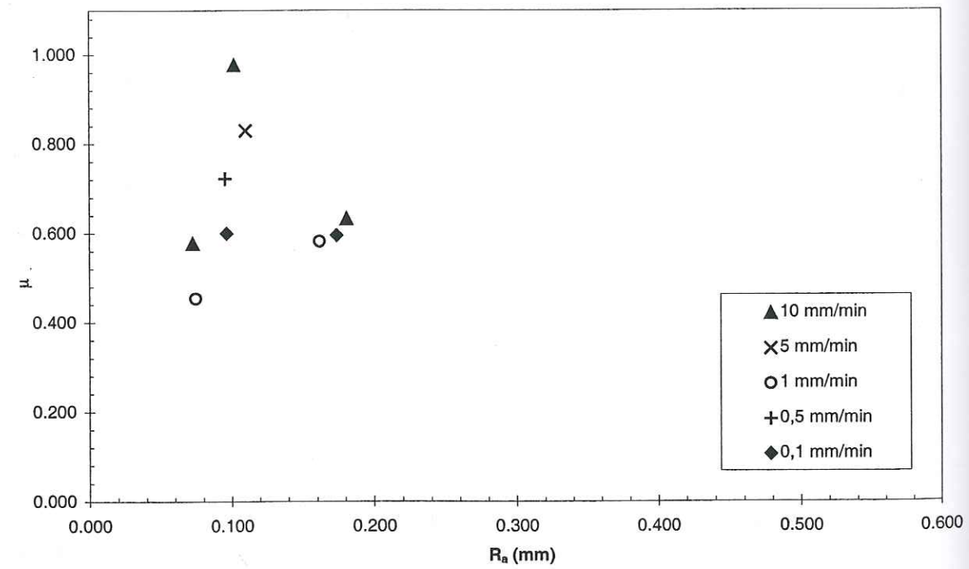


Figure 9.14. *Effet de la rugosité moyenne R_a sur le coefficient de frottement. Les données sont obtenues à partir des résultats des essais CNC réalisés sous une contrainte normale nominale égale à 50 kPa. Le trop petit nombre de résultats ne permet pas de conclure avec certitude. Il semble cependant que l'on retrouve les tendances constatées pour les contraintes normales nominales supérieures à 180 kPa.*

9.4.3.2 Discussion

L'augmentation du coefficient de frottement avec la rugosité pourrait être à nouveau la conséquence de la viscoplasticité de la glace. Nous avons vu (cf. § 9.4.2.2.) que la vitesse de déformation de la glace dépend de la vitesse d'entraînement, mais aussi de l'enfoncement des reliefs de la plaque dans la glace. Celui-ci est dépendant de la rugosité de la plaque. En effet, le nombre de contacts réels tend à diminuer quand la rugosité de la plaque augmente, ce qui implique que les contacts réels sont plus fortement chargés pour les fortes rugosités que pour les faibles rugosités. Il s'ensuit que l'enfoncement des reliefs de la plaque est d'autant plus important que la rugosité est grande. Cela se traduit par l'augmentation de la vitesse de déformation de la glace au voisinage des contacts réels, et donc par l'augmentation du frottement. Le comportement viscoplastique de la glace implique donc que le coefficient de frottement est une fonction croissante de la rugosité. C'est effectivement ce que montrent nos résultats expérimentaux.

Dès que la rugosité est suffisamment importante, la glace n'est en contact avec la plaque qu'au niveau des sommets des reliefs de la plaque. Une augmentation de la rugosité de la plaque n'est alors pas subie en totalité par la glace, puisque la glace ne "voit" que le sommet des reliefs. Tout se passe comme si la géométrie de la plaque n'était pas la géométrie réelle mais une géométrie apparente obtenue en comblant les creux de la géométrie réelle. A cette géométrie apparente correspond une rugosité apparente. C'est cette rugosité qui est mise en jeu lors du frottement contre la glace. Il apparaît alors que la rugosité apparente croît comme la rugosité réelle tant que la totalité de la surface de la plaque est en contact avec la glace (donc pour les très faibles rugosités). Par contre, dès que la rugosité de la plaque devient suffisante pour permettre le décollement, par endroits, de la glace par rapport à la plaque, la rugosité apparente ne croît plus aussi rapidement que la rugosité réelle. Ce phénomène entraîne que le coefficient de frottement doit augmenter avec la rugosité (réelle) plus vite quand la rugosité est très faible que lorsqu'elle est plus élevée. Les résultats expérimentaux (cf. Figure 9.11) montrent une augmentation importante du coefficient de frottement lorsque l'on passe d'une rugosité quasiment nulle à une rugosité faible (de l'ordre de 0,06 mm). Nous attribuons ceci au passage de la rugosité réelle à la rugosité apparente (passage du régime sans décollement à un régime avec décollement), aux alentours d'une rugosité égale à 0,06 mm.

Un deuxième argument, lié à la rugosité apparente, met en avant le rôle de la viscoplasticité dans le phénomène de frottement glace-béton. Nous venons de voir que la rugosité apparente dépend de l'enfoncement des reliefs de la plaque dans la glace. Au cours du temps, à cause du comportement viscoplastique de la glace, la rugosité apparente doit donc augmenter jusqu'à atteindre une valeur constante, du fait des remaniements du contact (usure en particulier). Cela implique que le coefficient de frottement évolue au cours du temps et que le niveau de frottement final doit être atteint pour un nombre de cycles plus faible dans le cas des faibles vitesses que dans celui des fortes vitesses. Les différents essais ont tous montré une tendance à l'augmentation du coefficient de frottement au cours du temps (voir Chapitre 6, § 6.4.3.1). Nous avons d'autre part constaté, comme sur la Figure 9.15, que le niveau de frottement final est en général atteint au bout de deux cycles pour les essais réalisés avec une vitesse de 0,1 mm.min^{-1}, et au bout d'un nombre de cycle plus important pour des vitesses d'entraînement plus élevées. Le nombre de cycles nécessaires pour atteindre le niveau final de frottement est effectivement une fonction croissante de la vitesse d'entraînement. Ces observations sont en accord avec le raisonnement précédent.

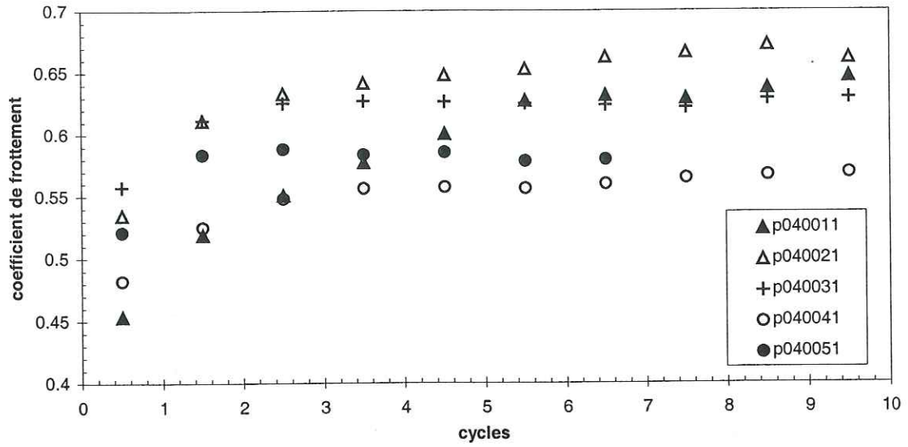


Figure 9.15. *Evolution du coefficient de frottement avec les cycles. Le niveau de frottement final est atteint pour un nombre de cycles d'autant plus faible que la vitesse d'entraînement est faible. Données issues des essais CNC réalisés sur plaque de faible rugosité (0,06 < R_a < 0,08 mm), pour une contrainte normale nominale de 200 kPa.*

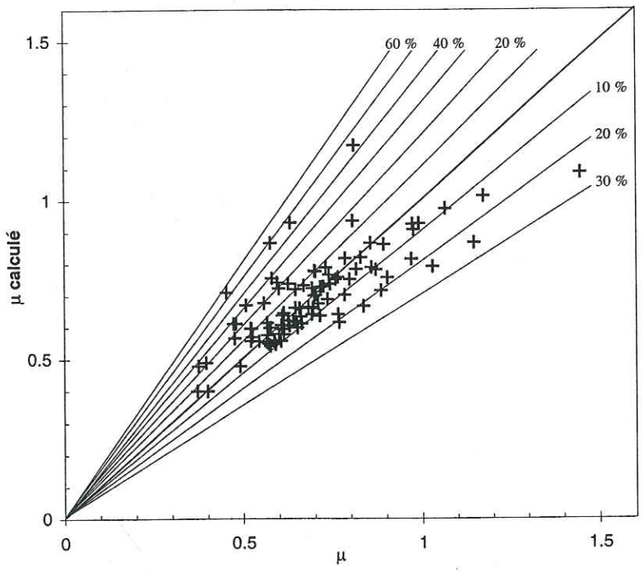


Figure 9.16. *Relation entre la valeur calculée et la valeur mesurée du coefficient de frottement final μ. Les droites inclinées définissent l'erreur relative (en %) entre la valeur calculée et la valeur mesurée de μ.*

9.4.4 Ajustement des données

9.4.4.1 Choix de la fonction d'ajustement

Nous allons construire dans la suite une fonction qui donne le coefficient de frottement μ en fonction de σ_n, V_e et R_a. Nous proposons, pour cette fonction, l'expression suivante :

$$\mu = \left(1+\frac{V_e}{v_1}+\frac{\sigma}{\sigma_n}\left(1+\frac{V_e}{v_2}\right)\right)\left(\frac{R_a}{r}\right)^{\alpha} \qquad (9.6a)$$

où v_1, v_2, σ, r et α sont des constantes. v_1 et v_2 sont homogènes à une vitesse, σ est homogène à une contrainte, r est homogène à une longueur et α est un exposant sans dimension. La relation 9.6a permet de retrouver :

- l'équation 9.1 quand R_a et V_e sont fixés.
- l'équation 9.3 quand R_a et σ_n sont fixés.
- la forme de l'équation 9.5 quand V_e et σ_n sont fixés. Notons que dans ce cas nous obtenons une expression plus contrainte que l'équation 9.5 puisque α est une constante alors que, dans l'équation 9.5, H est une fonction de la vitesse d'entraînement, et probablement de la contrainte normale nominale quand celle-ci est inférieure à 180 kPa.

9.4.4.2 Détermination des paramètres de la fonction d'ajustement

Nous avons déterminé les valeurs des paramètres v_1, v_2, σ, r et α à l'aide de la méthode des moindres carrés, appliquée à l'ensemble de nos résultats (Tableaux 6.4 et 6.5 du Chapitre 6). Nous obtenons :

$v_1 = 45{,}74$ mm.min^{-1}
$v_2 = 26{,}72$ mm.min^{-1}
$\sigma = 15{,}06$ kPa (9.6b)
$r = 236{,}78$ mm
$\alpha = 0{,}0784$

La Figure 9.16 montre la relation entre la valeur calculée par (9.6a et b) et la valeur mesurée du coefficient de frottement final μ. La différence entre les deux n'excède jamais 60 % de la valeur mesurée du coefficient de frottement final (coefficient de corrélation : 0,79). Pour deux tiers des essais réalisés, l'écart reste inférieur à 10 %. Nous rappelons que 10 % correspond approximativement à l'erreur relative qui affecte la mesure du coefficient de frottement final. Le fait d'avoir fixé la valeur de l'exposant de R_a, dans la relation 9.6 ne semble donc pas être préjudiciable à l'ajustement des données.

La Figure 9.17 donne un exemple de calcul du coefficient de frottement final en fonction de la vitesse d'entraînement et de la contrainte normale tangentielle. Dans cet exemple, le calcul a été mené pour une rugosité de 0,1 mm.

9.5 Coefficient de frottement initial

9.5.1 Comportement observé

L'évolution du coefficient de frottement initial en fonction de la contrainte normale nominale et de la rugosité moyenne de la plaque est de même nature que celle que l'on observe pour le coefficient de frottement final :

- le coefficient de frottement initial μ_0 est une fonction décroissante de la contrainte normale nominale σ_n. La variation de μ_0 avec la contrainte normale nominale est d'autant plus forte que celle-ci est petite. Pour les contraintes normales nominales élevées (supérieures à 200 kPa), μ_0 n'est plus que faiblement influencé par σ_n.
- le coefficient de frottement initial est une fonction croissante de la rugosité moyenne de la plaque. L'augmentation de μ_0 avec la rugosité est d'autant plus forte que la rugosité est faible.

En ce qui concerne l'effet de la vitesse, nous ne retrouvons pas l'augmentation que nous avons observée pour le coefficient de frottement final lorsque la vitesse augmente. Il semble que la vitesse d'entraînement n'a qu'un très faible effet sur μ_0.

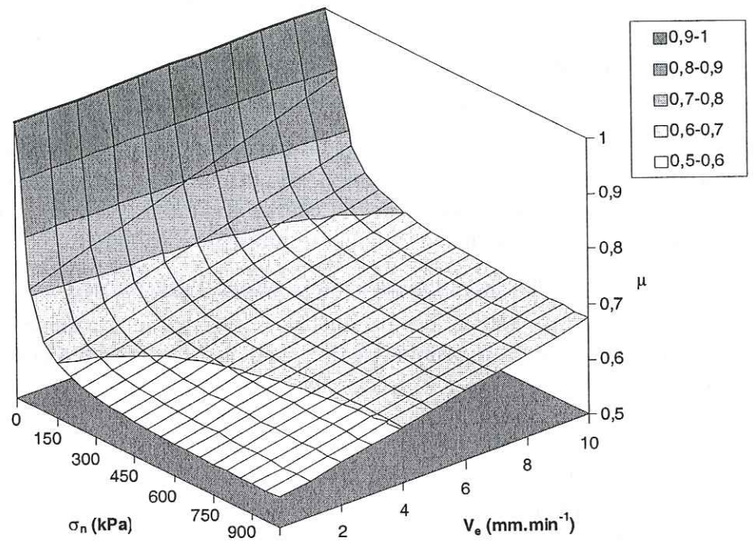


Figure 9.17. *Evolution calculée du coefficient de frottement final μ en fonction de la contrainte normale nominale σ_n et de la vitesse d'entraînement V_e , pour une rugosité moyenne de 0,1 mm. On obtient des surfaces de formes similaires décalées vers les coefficients de frottement plus fort lorsque R_a est supérieur à 0,1 mm et décalées vers les coefficients de frottement plus faibles lorsque R_a est inférieur à 0,1 mm.*

9.5.2 Ajustement des données

Comme nous observons le même type de comportement pour le coefficient de frottement initial que pour le coefficient de frottement final, nous choisissons de faire l'ajustement des données à l'aide de la même fonction que celle utilisée pour le coefficient de frottement final. Nous recherchons donc une fonction de la forme :

$$\mu_0 = \left(1+\frac{V_e}{v_{10}}+\frac{\sigma_0}{\sigma_n}\left(1+\frac{V_e}{v_{20}}\right)\right)\left(\frac{R_a}{r_0}\right)^{\alpha_0} \qquad (9.7)$$

où v_{10}, v_{20}, σ_0, r_0 et α_0 sont des constantes. v_{10} et v_{20} sont homogènes à une vitesse, σ_0 est homogène à une contrainte, r_0 est homogène à une longueur et α_0 est une grandeur adimensionnelle.

Nous avons déterminé les valeurs de v_{10}, v_{20}, σ_0, r_0 et α_0 à l'aide de la méthode des moindres carrés, appliquée à l'ensemble de nos résultats. Nous obtenons en particulier

$$1 / v_{10} = 0 \text{ min.mm}^{-1}$$
$$1 / v_{20} = 0 \text{ min.mm}^{-1}$$

ce qui confirme que la vitesse d'entraînement n'a pas d'influence sur le coefficient de frottement initial. L'équation 9.7 devient donc :

$$\mu_0 = \left(1+\frac{\sigma_0}{\sigma_n}\right)\left(\frac{R_a}{r_0}\right)^{\alpha_0} \qquad (9.8a)$$

où les constantes σ_0, r_0 et α_0 , déterminées par ajustement, ont les valeurs :

$$\sigma_0 = 2{,}31 \text{ kPa}$$
$$r_0 = 42{,}39 \text{ mm} \qquad (9.8b)$$
$$\alpha_0 = 0{,}1106$$

La Figure 9.18 illustre la relation entre les valeurs du coefficient de frottement μ_0 calculée par (9.8a et b) et mesurée. L'écart entre ces deux valeurs n'excède jamais 50 % de la valeur mesurée, et, pour deux tiers des essais, elle reste inférieure à 10 % (coefficient de corrélation : 0,78).

La Figure 9.19 donne un exemple de calcul du coefficient de frottement initial en fonction de la vitesse d'entraînement et de la contrainte normale tangentielle. Dans cet exemple, le calcul a été mené pour une rugosité de 0,1 mm.

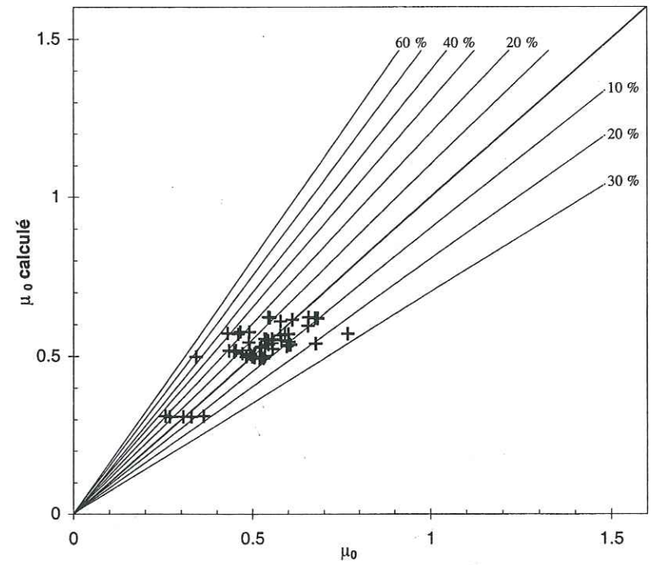


Figure 9.18. *Relation entre la valeur calculée et la valeur mesurée du coefficient de frottement initial μ_0. Les droites inclinées définissent l'erreur relative (en %) entre la valeur calculée et la valeur mesurée de μ_0.*

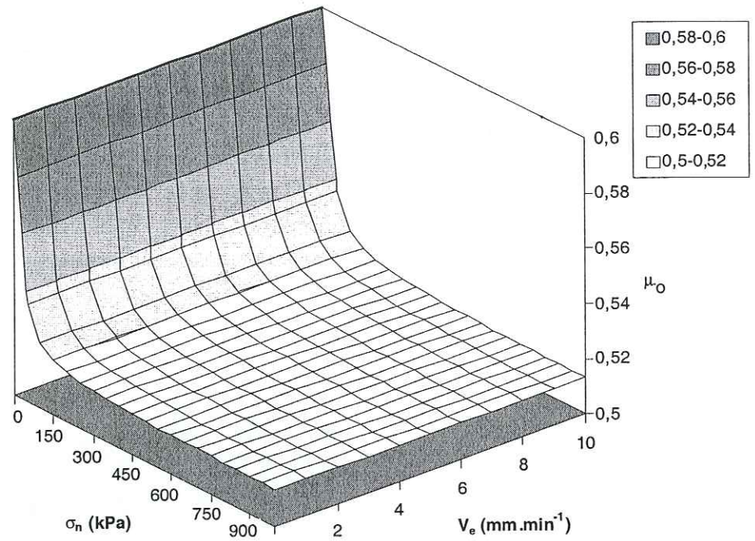


Figure 9.19. *Evolution calculée du coefficient de frottement initial μ_0 en fonction de la contrainte normale nominale σ_n et de la vitesse d'entraînement V_e , pour une rugosité moyenne de 0,1 mm. On obtient des surfaces de formes similaires décalées vers les coefficients de frottement plus fort lorsque R_a est supérieur à 0,1 mm et décalées vers les coefficients de frottement plus faibles lorsque R_a est inférieur à 0,1 mm.*

9.6 Déplacement normal

Nous n'exposerons ici que très brièvement les résultats concernant le déplacement normal. Nous avons vu au Chapitre 6, (§ 6.4.1.1.) que le déplacement normal initial (moyenne des déplacements normaux au cours du premier cycle) varie aléatoirement en fonction des conditions mal maîtrisées du début de l'essai (durée de la mise en charge en particulier). Nous ne pouvons donc pas travailler directement sur les déplacements normaux initial u_{n0} et final u_{nf}. C'est pourquoi nous nous sommes restreints à l'étude de la variation Δu_n du déplacement normal au cours des essais. Nous définissons cette variation comme suit :

$$\Delta u_n = - (u_{nf} - u_{n0}) \qquad (9.9)$$

Nous constatons que la variation du déplacement normal est une fonction croissante de la charge normale et une fonction décroissante de la vitesse (cf. Figure 9.20). Nous imputons ce résultat au fluage de la glace, au niveau des reliefs et sur toute la hauteur de l'éprouvette de glace (l'effet de la vitesse d'entraînement est en fait l'effet du temps, puisque les essais durent d'autant plus longtemps que la vitesse d'entraînement est faible).

Nous constatons aussi l'augmentation du déplacement normal avec l'augmentation de la rugosité. Ceci peut être une manifestation du fluage au voisinage des reliefs ainsi qu'un effet de l'usure.

Ces résultats sont très délicats à interpréter, le nombre d'essais réalisés n'étant pas suffisant (les essais CNVP ne donnent ici aucun résultat intéressant car ils sont réalisés sous une charge normale variable). De plus, pour utiliser ces résultats pour le calcul du déplacement normal

hors fluage, il faudrait pouvoir calculer avec précision la part de déformation de la glace due au fluage, c'est à dire pouvoir modéliser le fluage d'un cylindre de glace enserré dans un cylindre de laiton et reposant sur une surface rugueuse de géométrie mal définie. La complexité des conditions aux limites de ce problème rend délicate cette modélisation. Nous avons préféré ne pas nous y risquer.

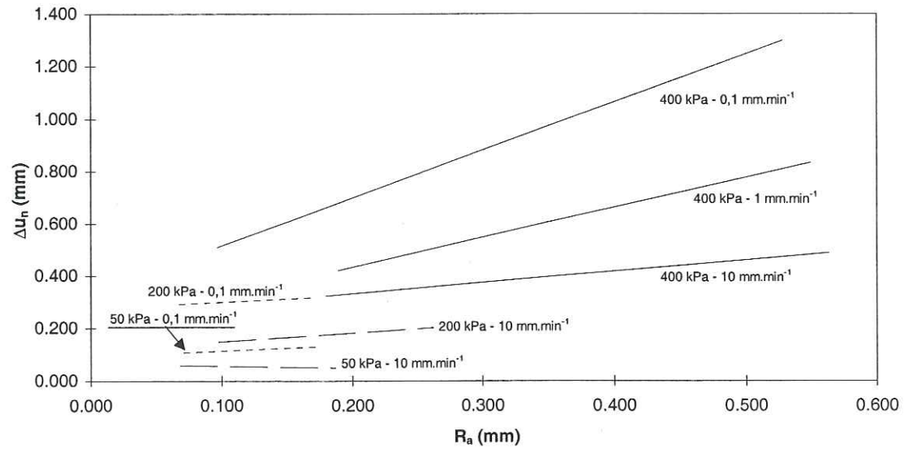


Figure 9.20. *Evolution de la variation du déplacement normal Δu_n en fonction de la rugosité moyenne R_a. Les droites indiquent les tendances observées pour différents couples (σ_n , V_e).*

9.7 Conclusion

Les résultats expérimentaux que nous avons obtenus montrent que le coefficient de frottement final est une fonction décroissante de la contrainte normale nominale, une fonction croissante de la vitesse d'entraînement et une fonction croissante de la rugosité. Ces résultats suggèrent que l'adhérence de la glace sur le béton ainsi que le comportement viscoplastique de la glace jouent des rôles prépondérants dans le frottement glace-béton, pour les gammes de contraintes normales nominales, de vitesse d'entraînement et de rugosité utilisées (respectivement 25 à 800 kPa, 0,1 à 10 mm.min^{-1} et 0 à 0,6 mm). Certains des résultats exposés dans ce chapitre ont déjà été exposés ailleurs (Fiorio, 1997).

Les résultats obtenus permettent en outre de définir deux lois de frottement définissant le coefficient de frottement final (9.6a et b) et le coefficient de frottement initial (9.8a et b) en fonction de la contrainte normale nominale, de la vitesse d'entraînement et de la rugosité.

Chapitre 10
Approche théorique

10.1 Introduction

L'analyse des résultats expérimentaux a montré que deux mécanismes semblent déterminer le comportement du frottement de la glace sur le béton : la déformation viscoplastique de la glace au voisinage des contacts réels et l'adhérence de la glace sur le béton. Dans ce chapitre, nous allons présenter une modélisation bidimensionnelle simple, voire simpliste, du contact glace-béton. Notre objectif n'est pas d'aboutir à la formulation d'une loi de frottement théorique rendant compte du comportement de l'interface, mais de tenter d'évaluer le rôle des mécanismes de déformation de la glace au niveau de l'interface, lors du frottement glace-béton.

10.2 Principes généraux

Dans la suite nous allons étudier différents modèles, de complexité croissante, qui diffèrent notamment par la modélisation de la géométrie des rugosités de la plaque. Nous exposons dans cette partie les points qui sont communs à ces différents modèles d'interaction.

10.2.1 Modélisation du relief de la plaque

La géométrie de la surface de béton est complexe. Pour la modéliser nous considérons une surface constituée d'aspérités de sections identiques, à axes parallèles entre elles, perpendiculaires à la direction de glissement, et séparées par des portions de plans horizontaux. Nous notons L la distance séparant deux aspérités voisines (longueur d'onde du relief de la plaque). La Figure 10.1 illustre le cas où les aspérités de la plaque de béton sont modélisées par des demi-cylindres.

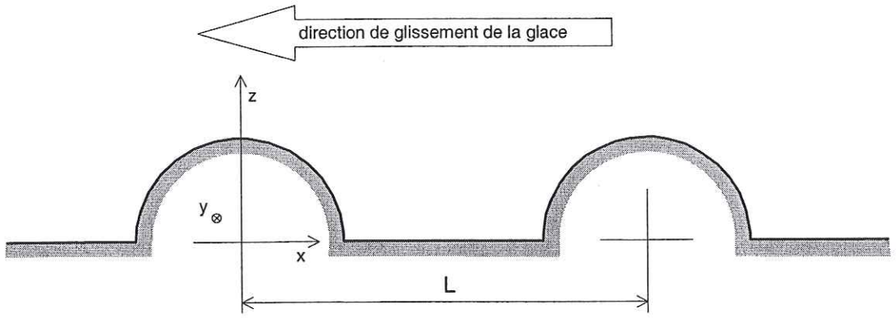


Fig. 10.1 : Modélisation du relief de la plaque de béton. Les aspérités sont, dans cet exemple, constituées de demi-cylindres d'axe y perpendiculaire à la direction de glissement de la glace. Elles sont régulièrement espacées le long de l'axe x.

Cette géométrie induit quelques différences notables par rapport à la géométrie réelle des plaques de béton :

- l'aspect tridimensionnel de la plaque réelle disparaît au profit d'une surface réglée. Les contacts réels, qui sont dans la réalité quasi-ponctuels (les sommets des aspérités), sont, dans le cas de la surface modélisée, des contacts linéiques. Les possibilités de contournement des aspérités par la glace sont ici interdites. L'écoulement de la glace sera donc un écoulement bidimensionnel dans des plans verticaux parallèles à la direction de glissement.
- la disposition aléatoire des aspérités est remplacée par un espacement périodique de celles-ci sur la plaque.
- la forme aléatoire des aspérités réelles est remplacée par une forme géométrique simple qui peut s'éloigner beaucoup de la réalité.
- la taille aléatoire des aspérités réelles est remplacée par une taille unique. Le nombre de contacts élémentaires ne pourra donc pas varier en fonction de la charge normale et de la vitesse de glissement.

10.2.2 Modélisation du contact glace-béton

La Figure 10.2 définit la géométrie du contact entre la glace et la plaque lors du glissement. Nous considérons, comme le montrent les observations des surfaces de contact après les essais

de frottement, que des cavités se forment à l'aval des aspérités de la plaque (les passages alternés d'une aspérité de la plaque à la surface de la glace forment petit à petit une rainure).

Nous notons A le point où la glace entre en contact avec une aspérité. Nous le nommerons dans la suite point de mise en contact. La position de ce point sur l'aspérité est a priori fonction des conditions de contact.

Nous notons B le point de décollement de la glace. Nous supposerons que les conditions de contact n'ont pas d'effet sur la position du point de décollement et que celui-ci est toujours situé au sommet de l'aspérité. Cette dernière hypothèse est restrictive, la charge normale exercée sur la glace pouvant conduire, lorsqu'elle est importante, à un point de décollement de la glace en aval du sommet du contact.

Nous supposerons que la géométrie du contact reste inchangée dans le temps. Cela revient à considérer que l'écoulement de glace est stationnaire. La longueur des contacts élémentaires AB reste donc inchangée au cours du temps.

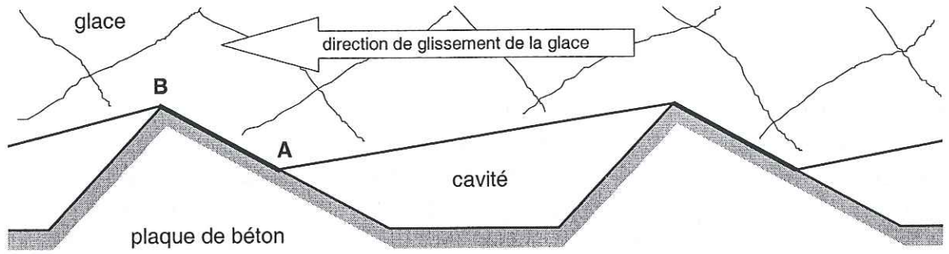


Fig. 10.2 : Modélisation de l'interface glace-plaque dans le cas d'aspérités triangulaires. La glace s'écoule sur la face amont des aspérités, en laissant une cavité à l'aval de l'écoulement. Le contact se fait le long de AB.

10.2.3 Choix des paramètres

Le contact ainsi modélisé présente un caractère périodique. Par conséquent, nous nous intéressons à l'équilibre d'une tranche de glace de longueur L et d'épaisseur unité, qui n'est en contact qu'avec une seule aspérité de la plaque.

10.2.3.1 Définitions des conditions de contact

Nous définissons comme conditions de contact les grandeurs que nous avons fait varier lors des essais de frottement (contrainte normale nominale, vitesse d'entraînement et rugosité). Nous retenons comme paramètres caractéristiques :

- σ_n, contrainte normale nominale, définie comme pour les essais de frottement.
- V, vitesse de glissement de la glace sur la plaque, qui correspond à la vitesse d'entraînement définie pour les essais.
- L, distance entre deux aspérités, et les paramètres définissant la forme d'une aspérité, qui correspondent à la rugosité de la plaque.

Si l'on fait abstraction de la rugosité, cette définition des conditions de contact permet une comparaison facile entre les résultats des essais et ceux du modèle.

10.2.3.2 Paramètre d'état du contact

Nous appelons état du contact l'ensemble des éléments qui permettent de définir la position relative de la glace par rapport à la plaque, les conditions de contact étant fixées.

L'écoulement de glace étant stationnaire, l'état du contact se caractérise par un paramètre unique, définissant l'enfoncement des aspérités dans la glace. Nous retenons donc comme paramètre d'état du contact une grandeur géométrique unique définissant la position du point de mise en contact A sur l'aspérité.

10.2.4 Modélisation des forces élémentaires s'exerçant à l'interface

10.2.4.1 Modélisation du comportement des matériaux

Nous prenons en compte la viscoplasticité de la glace sur la base de la loi de Glen, citée au Chapitre 2. Nous adoptons une valeur égale à 3 pour l'exposant n. La loi de comportement de la glace s'écrit donc :

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{B}{4} (\tau'_{ij}\, \tau'_{ij})\, \tau'_{ij} \qquad (10.1)$$

où les $\dot{\varepsilon}_{ij}$ et les τ'_{ij} sont les composantes du tenseur des vitesses de déformation et du tenseur déviateur des contraintes. Goubert (1993) donne, à -10°C (température à laquelle étaient effectués nos essais de frottement), $B = 5{,}4\times10^{-7}$ MPa^{-3}.s^{-1}. Compte tenu des nombreuses approximations faites nous retenons pour B la valeur de 5×10^{-7} MPa^{-3}.s^{-1} (ou $B = 3\times10^{-14}$ kPa^{-3}.min^{-1}). D'autre part, nous considérons que l'adhérence glace-béton se manifeste sous la forme d'une contrainte de cisaillement τ_a, appliquée sur la totalité de la surface réelle de contact.

Enfin nous considérons ici le béton comme un corps monolithique infiniment rigide. Le matériau béton en tant que tel n'a donc aucune influence sur le comportement modélisé du contact.

10.2.4.2 Forces élémentaires (notation)

On note σ la contrainte normale provoquée par l'écoulement de la glace et s'exerçant au point M situé sur une aspérité, et θ l'angle de la normale extérieure au relief avec l'axe des x (horizontal) en M. La force élémentaire df_v, due à l'écoulement viscoplastique de la glace, et s'exerçant sur l'élément de longueur dl, a pour composantes (cf. Figure 10.3a) :

$$df_{vx} = \sigma\, dl \cos\theta\,, \qquad df_{vz} = \sigma\, dl \sin\theta \qquad (10.2)$$

De même, la force élémentaire df_a, due à la contrainte tangentielle d'adhérence, a pour composantes (cf. Figure 10.3b):

$$df_{ax} = \tau_a\, dl \sin\theta\,, \qquad df_{az} = -\tau_a\, dl \cos\theta \qquad (10.3)$$

10.2.4.3 Portance et traînée

Nous avons vu au Chapitre 9 (§ 9.4.2.2) que, sous l'effet des contraintes induites par la déformation viscoplastique de la glace au niveau des contacts réels, un phénomène de portance doit se créer et s'opposer à l'enfoncement des aspérités de la plaque dans la glace. La portance est la composante verticale de la résultante des forces exercées par la plaque sur la glace. La traînée est la composante horizontale de cette même force. Elle s'oppose au glissement de la glace par rapport à la plaque.

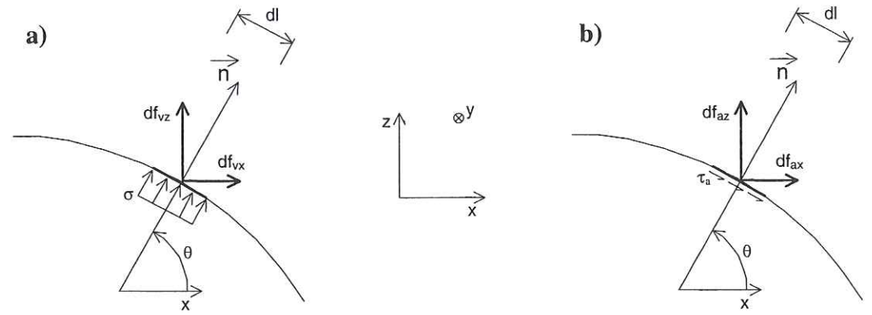


Fig. 10.3 : Composantes des forces élémentaires dues à l'écoulement de la glace (a) et à l'adhérence (b).

Les forces élémentaires de traînée et de portance exercées par la plaque sur la glace au niveau d'un contact élémentaire de longueur dl, notées respectivement df_x et df_z, sont donc données par :

$$df_x = df_{vx} + df_{ax} = \sigma\, dl \cos\theta + \tau_a\, dl \sin\theta \qquad (10.4)$$

$$df_z = df_{vz} + df_{az} = \sigma\, dl \sin\theta - \tau_a\, dl \cos\theta \qquad (10.5)$$

La traînée f_x et la portance f_z sont obtenues par intégration de (10.4) et (10.5) le long du profil AB.

La portance équilibre la force verticale exercée par la contrainte normale nominale σ_n sur la tranche de glace de longueur L :

$$f_z = \sigma_n L \qquad (10.6)$$

D'autre part le coefficient de frottement est défini par :

$$\mu = f_x / f_z \qquad (10.7)$$

10.2.5 Estimation de la contrainte normale

Une estimation de la contrainte normale à l'interface est obtenue en supposant que l'écoulement de la glace autour d'une aspérité de la plaque se traduit par la compression de colonnes de glace isolées. Chaque colonne est en contact au point M situé sur une aspérité, et orientée suivant la normale en M au relief qui fait un angle θ avec l'axe (horizontal) des x (cf. Figure 10.4).

L'écoulement bidimensionnel de la glace se produisant dans le plan perpendiculaire à l'axe des y, la forme (10.1) de la loi de comportement de la glace implique que la composante τ'_{yy} du déviateur des contraintes est nulle. La colonne considérée étant supposée isolée, les composantes du tenseur des contraintes exprimées dans le repère défini par la normale extérieure n, la tangente t et l'axe des y (cf. Figure 10.4) sont données par :

$$\sigma_{nn} = \sigma\ ;\ \sigma_{tt} = 0\ ;\ \sigma_{yy} = \frac{1}{3}\,\mathrm{Tr}(\sigma)\ ;\ \sigma_{ny} = \sigma_{yt} = 0\ ;\ \sigma_{nt} = \tau_a \qquad (10.8)$$

et celles du déviateur des contraintes par :

$$\tau'_{nn} = \frac{\sigma}{2} \; ; \; \tau'_{tt} = -\frac{\sigma}{2} \; ; \; \tau'_{yy} = 0 \; ; \; \tau'_{ny} = \tau'_{yt} = 0 \; ; \; \tau'_{nt} = \tau_a \qquad (10.9)$$

La contrainte de cisaillement efficace τ est donc telle que :

$$\tau^2 = \frac{\sigma^2}{4} + \tau_a{}^2 \qquad (10.10)$$

En tenant compte de la loi de comportement (10.1), la vitesse de déformation d'une colonne de glace, dans la direction de la normale à l'aspérité s'exprime en fonction de la contrainte normale de compression σ et de l'adhérence comme :

$$\dot{\varepsilon} = B\left(\frac{\sigma^2}{4} + \tau_a{}^2\right)\frac{\sigma}{4} \qquad (10.11)$$

Par ailleurs, la composante normale à l'aspérité de la vitesse de l'aspérité par rapport à la glace étant $V\cos\theta$, et en notant L^* la hauteur (inconnue) de la colonne de glace, la vitesse de déformation dans la direction normale à l'aspérité est :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{V\cos\theta}{L^*} \qquad (10.12)$$

En conséquence, la contrainte normale à l'aspérité s'exerçant sur la glace est solution de l'équation :

$$\left(\frac{\sigma^2}{4} + \tau_a{}^2\right)\frac{\sigma}{4} = \frac{V\cos\theta}{BL^*} \qquad (10.13)$$

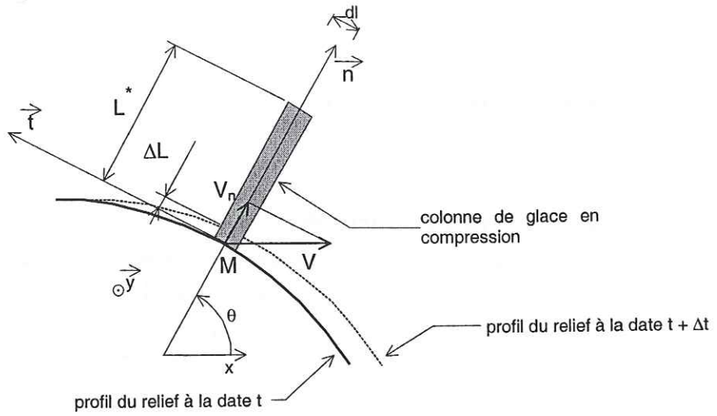


Fig. 10.4 : *Déformation viscoplastique de la glace autour d'une aspérité de la plaque.*

La charge normale exercée sur la glace est supportée, au niveau de l'interface, par la surface réelle de contact. Les observations optiques de la surface de glace réalisées après nos essais de frottement attestent que celle-ci n'est qu'une faible fraction de la surface nominale de contact. Dans le cas du contact acier-acier, Bowden et Tabor (1950) estiment l'aire réelle de contact à au plus 1/200ème de l'aire nominale. En supposant que ce ratio est du même ordre de grandeur

dans le cas du contact glace-béton, la contrainte σ au niveau des aspérités glace-plaque est au minimum de l'ordre de quelques dizaines de MPa.

Par ailleurs, l'adhérence glace-métaux est de l'ordre de 1 MPa (Raraty et Tabor, 1958, donnent une valeur maximale de l'adhérence glace-acier comprise, à -10°C, entre 1 et 2 MPa, suivant le procédé expérimental utilisé ; Igoshin et al., 1989, donnent une valeur maximale d'environ 1 MPa pour l'adhérence glace-duralumin). On peut supposer que l'adhérence glace-béton est du même ordre de grandeur, soit environ 1 MPa.

Compte tenu de ces remarques, on peut donc considérer que $\tau_a{}^2$ est négligeable devant σ^2 dans (10.13). La solution approchée de cette équation, en contrainte normale σ, est donc :

$$\sigma \approx \left(\frac{16\,V}{BL^*}\cos\theta\right)^{\frac{1}{3}} \qquad (10.14)$$

10.3 Modèle 1 : aspérités triangulaires

Pour modéliser le phénomène de portance, nous considérons dans un premier temps des aspérités de section triangulaire, analogues à celles de la Figure 10.2.

La Figure 10.5 définit les données du problème. La longueur l du segment AB définit l'état du contact. L'angle α et la longueur l_0 définissent la forme des aspérités.

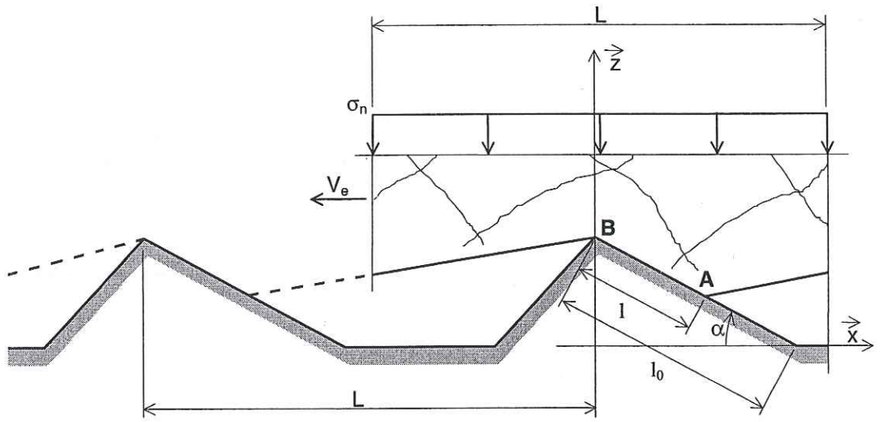


Fig. 10.5 : *Modélisation de l'interface glace-plaque par des aspérités triangulaires. L'état du contact est défini par la longueur l du segment AB. la pente de l'aspérité à l'aval de l'écoulement est sans importance. α et l_0 définissent la géométrie de l'aspérité.*

10.3.1 Portance et traînée

L'angle θ de la normale extérieure au relief avec l'axe des x est constant, égal à $\pi/2 - \alpha$. Les forces élémentaires de traînée et de portance exercées par la plaque sur la glace, au niveau d'une aspérité, données par (10.4) et (10.5), deviennent :

$$df_x = \sigma\, dl \sin\alpha + \tau_a\, dl \cos\alpha \qquad (10.15)$$

$$df_z = \sigma\, dl \cos\alpha - \tau_a\, dl \sin\alpha \qquad (10.16)$$

D'autre part, la contrainte normale donnée par (10.14), devient :

$$\sigma \approx \left(\frac{16\,V}{BL^*}\sin\alpha\right)^{\frac{1}{3}} \qquad (10.17)$$

En supposant l'adhérence indépendante, comme σ, de la position du point M sur l'aspérité, l'intégration sur AB des équations (10.15) et (10.16) fournit les expressions des forces de traînée f_x et de portance f_z exercées par le relief sur la glace :

$$f_x = (\sigma \sin\alpha + \tau_a \cos\alpha)\, l \qquad (10.18)$$

$$f_z = (\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha)\, l \qquad (10.19)$$

où σ est donnée par (10.17).

10.3.2 Expression du coefficient de frottement

La portance et la traînée étant définies par (10.6) et (10.15), l'expression du coefficient de frottement donnée par (10.7) devient :

$$\mu = \frac{\sigma \sin\alpha + \tau_a \cos\alpha}{\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha} \qquad (10.20)$$

où σ est donnée par (10.17).

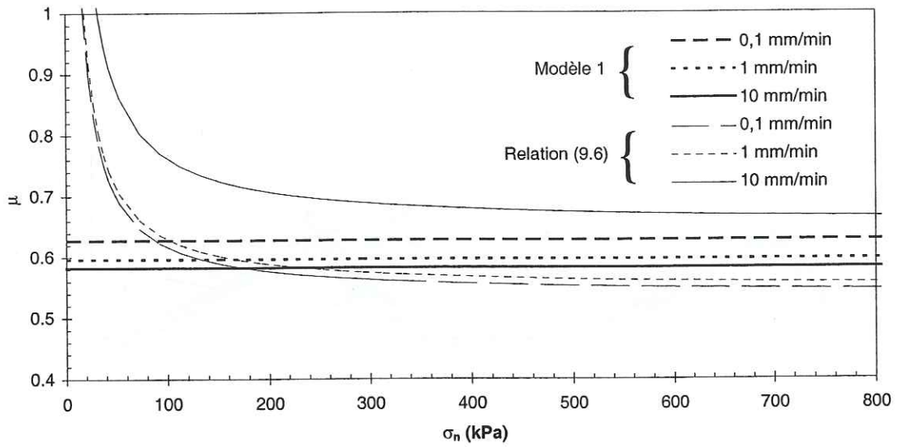


Fig. 10.6 : *Modèle 1. Evolution du coefficient de frottement calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse (trait fort). En trait fin : courbes expérimentales (relation 9.6) pour les plaques de petite rugosité (R_a = 0,1 mm). Les résultats du modèle sont obtenus avec les valeurs suivantes : $B = 5\times10^{-7}$ $MPa^{-3}.s^{-1}$, n = 3, L^* = 1 mm, L = 2 mm, α = 29,7° et τ_a = 1 MPa. α est obtenu par ajustement du modèle à la relation 9.6 pour V = 0.1, 1 et 10 $mm.min^{-1}$ et σ_n >200 kPa.*

Le coefficient de frottement calculé par (10.20) ne dépend pas de la contrainte normale nominale. D'autre part, on constate que le modèle prédit que le coefficient de frottement est une fonction décroissante de la vitesse (cf. Figure 10.6), alors que nos essais montrent la

tendance inverse. Les courbes présentées Figure 10.6 sont calculées avec les valeurs numériques suivantes :

- géométrie des aspérités : l'analyse de la géométrie des profils des plaques de petite rugosité montre que L = 2 mm est un bon ordre de grandeur de la longueur d'onde des rugosités.
- épaisseur de glace subissant la déformation : le paramètre L^* est très délicat à estimer. Nous considérons qu'une valeur de 1 mm (intermédiaire entre la hauteur des aspérités et la longueur d'onde du profil) est représentative de la déformation observée de la surface de la glace.
- adhérence glace-béton : on fixe τ_a égale à 1 MPa.

La valeur de α ($\approx 30°$) est obtenue par ajustement (moindres carrés) de la loi de frottement issue du modèle aux relations (9.6a) et (9.6b) du Chapitre 9, pour σ_n > 200 kPa et V = 0.1, 1 et 10 $mm.min^{-1}$.

Les valeurs numériques précédentes et (10.17) donnent une valeur minimale de σ égale à 30 MPa (pour V = 0,1 $mm.min^{-1}$). τ_a étant prise égale à 1 MPa, l'hypothèse faite pour obtenir (10.14) est justifiée.

10.3.3 Enfoncement de l'aspérité dans la glace

L'expression du paramètre d'état du contact l est obtenue à partir de (10.6) et (10.19) :

$$l = \frac{\sigma_n L}{\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha} = \frac{\sigma_n L (B L^*)^{\frac{1}{3}}}{(16\,V \sin\alpha)^{\frac{1}{3}} \cos\alpha - \tau_a (B L^*)^{\frac{1}{3}} \sin\alpha} \qquad (10.21)$$

On constate que l est une fonction linéaire croissante de σ_n et une fonction décroissante de V. Comme on s'y attendait, l'enfoncement de la glace croît lorsque la charge normale augmente ou lorsque la vitesse diminue.

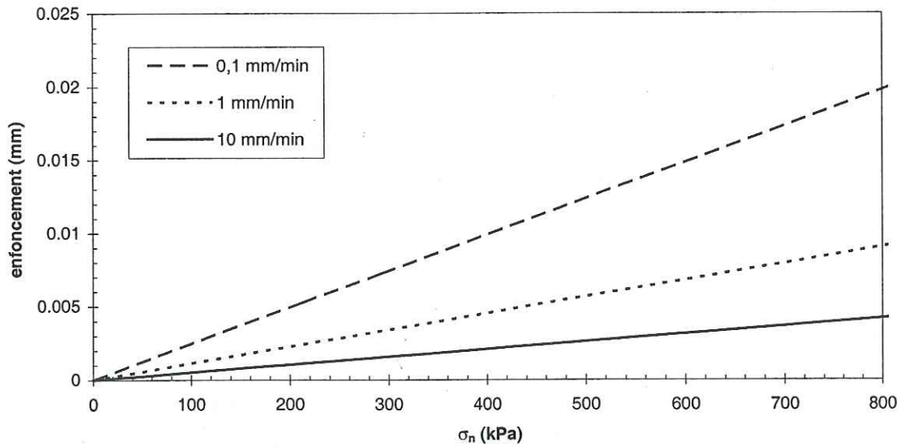


Fig. 10.7 : *Modèle 1. Evolution du paramètre d'état du contact l calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse. Les résultats sont obtenus avec les valeurs suivantes : $B = 5\times10^{-7}$ $MPa^{-3}.s^{-1}$, n = 3, L^* = 1 mm, L = 2 mm, α = 29,7° et τ_a = 1 MPa. α est obtenu par ajustement du modèle à la relation 9.6 pour V = 0.1, 1 et 10 $mm.min^{-1}$ et σ_n >200 kPa.*

La Figure 10.7 donne l'évolution de l'enfoncement de l'aspérité dans la glace (projection de AB sur la verticale) en fonction de la contrainte normale nominale et de la vitesse.

l varie, dans le cas du calcul présenté Figure 10.7, entre 0 et 32 µm, soit une aire de contact réel comprise entre 0 et 1,7 % de l'aire de la surface nominale de contact.

10.3.4 Discussion

La valeur de α déterminée par ajustement est compatible avec les pentes maximales des aspérités pour les plaques de petite rugosité. Le modèle 1 semble donc rendre compte convenablement de la valeur minimale vers laquelle tend le coefficient de frottement aux fortes charges nominales. Par contre, il n'explique ni l'effet de la vitesse, ni celui de la contrainte normale nominale lorsqu'elle est faible.

L'absence de variation du coefficient de frottement avec la contrainte normale nominale pourrait être due au choix fait pour la forme des aspérités. Les profils des plaques montrent des aspérités aux sommets aplanis. Lorsque les aspérités sont faiblement enfoncées dans la glace (cas des contraintes normales nominales faibles), la traînée est induite principalement par l'adhérence sur les parties horizontales des aspérités. Avec la géométrie que nous utilisons ici, ces surfaces horizontales n'existent pas et l'intensité de la force d'adhérence chute avec la diminution de l'enfoncement des aspérités dans la plaque.

D'autre part, le rôle de la vitesse de glissement n'est pas traduit convenablement. Pour rendre compte de l'effet de la vitesse sur le frottement, il faut prendre en compte l'effet d'un phénomène qui entraîne le "durcissement" du contact quand la vitesse augmente. Celui-ci pourrait être lié à l'adhérence acier-béton, que nous avons prise en compte sous la forme d'une contrainte tangentielle constante au niveau du contact réel. Ce choix n'est peut être pas judicieux si l'on considère l'adhérence comme la conséquence du cisaillement viscoplastique d'un film de glace en contact avec la plaque. Ce cisaillement obéissant à la loi de Glen, la contrainte d'adhérence doit dépendre de la vitesse et être de la forme :

$$\tau_a = T\, V^{1/n} \tag{10.22}$$

10.4 Modèle 2 : aspérités triangulaires tronquées

Pour prendre en compte les remarques précédentes concernant l'effet de la charge normale sur le frottement, nous ajoutons une surface horizontale de longueur r_0 aux aspérités du modèle précédent, comme indiqué Figure 10.8, et nous prenons en compte l'adhérence glace-béton sous la forme donnée par (10.22).

10.4.1 Portance et traînée

La surface horizontale que nous ajoutons (segment BS, cf. Figure 10.8) est soumise à une contrainte tangentielle due à l'adhérence. La contrainte normale à laquelle elle est soumise est nulle ($\theta = \pi/2$ sur BS, et (10.13) donne alors $\sigma = 0$). La portion de contact horizontal BS ajoute un effort de frottement aux efforts mis en jeu dans le modèle 1. Elle ne participe pas à la portance.

Les équations (10.18) et (10.19) deviennent alors :

$$f_x = (\sigma \sin\alpha + \tau_a \cos\alpha)\, l + \tau_a\, r_0 \tag{10.23}$$

$$f_z = (\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha)\, l \tag{10.24}$$

où σ est toujours donné par (10.17) et τ_a est donné par (10.22). En toute rigueur, le coefficient T dans (10.22) doit être différent sur la face inclinée et sur la face horizontale, puisque la vitesse de glissement locale (à une échelle inférieure à L), bien que proportionnelle à V, varie avec la position sur le profil. Cette variation de T est implicitement prise en compte dans le paramètre r_0 dans (10.23).

L'ajout de la portion horizontale ne modifiant pas la portance, l'expression du paramètre d'état du contact reste la même que dans le cas du modèle 1 :

$$l = \frac{\sigma_n\, L}{\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha} \tag{10.25}$$

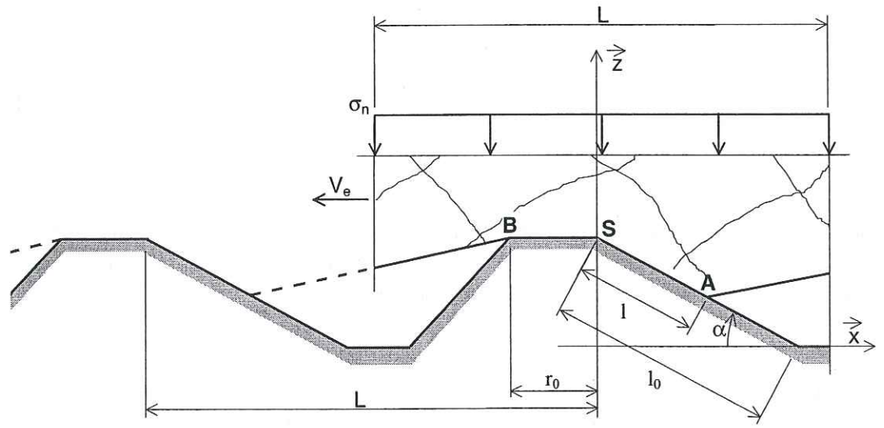


Fig. 10.8 : Modélisation de l'interface glace-plaque par des aspérités triangulaires à sommet aplati (modèle 2). L'état du contact est défini par la longueur l du segment AS. la pente à l'aval de l'écoulement est sans importance. α, l_0 et r_0 définissent la géométrie de l'aspérité.

10.4.2 Expression du coefficient de frottement

Les équations (10.6), (10.23) et (10.24) permettent le calcul du coefficient de frottement :

$$\mu = f_x / f_z = \frac{\sigma \sin\alpha + \tau_a \cos\alpha}{\sigma \cos\alpha - \tau_a \sin\alpha} + \frac{\tau_a\, r_0}{\sigma_n\, L} \tag{10.26}$$

soit, en explicitant σ (10.17) et τ_a (10.22) :

$$\mu = \frac{\left(\frac{16\,V}{BL^*}\sin\alpha\right)^{\frac{1}{3}} \sin\alpha + T\, V^{\frac{1}{3}} \cos\alpha}{\left(\frac{16\,V}{BL^*}\sin\alpha\right)^{\frac{1}{3}} \cos\alpha - T\, V^{\frac{1}{3}} \sin\alpha} + \frac{T\, V^{\frac{1}{3}}\, r_0}{\sigma_n\, L} \tag{10.27}$$

10.4.3 Résultats et discussion

Les Figures 10.9 et 10.10 donnent l'évolution du coefficient de frottement et de l'enfoncement des aspérités dans la plaque en fonction de la contrainte normale nominale et de la vitesse de glissement. La Figure 10.11 donne l'évolution du rapport de l'aire réelle de contact A_r à l'aire nominale de contact A en fonction de la contrainte normale nominale et de la vitesse de glissement. B, L^*, et L sont choisis comme au paragraphe 10.3.2. Les valeurs de α, r_0 et T ont été obtenues par ajustement du modèle aux relations (9.6a et b) pour V = 10 mm.min^{-1}.

On constate sur la Figure 10.9 que le résultat de cet ajustement est excellent. Il en est de même lorsqu'on choisit une autre valeur de la vitesse pour réaliser l'ajustement. Le Tableau 10.1 donne les valeurs de α, r_0 et T pour de tels ajustements.

Tableau 10.1. *valeurs de α, r_0 et T obtenues par ajustement du modèle 2 à la relation (9.6) calculée pour la vitesse de glissement V.*

V (mm.min^{-1})	10	5	1	0,5	0,1
α (degré)	33,0	30,5	28,5	28,2	27,9
r_0 (10^{-2} mm)	8,4	8,7	10,7	11,9	15,5
T (MPa.m$^{-1/3}$.s$^{1/3}$)	4,8	5,0	6,1	6,8	8,9

Dans tous les cas, la contrainte normale sur la partie inclinée de l'aspérité reste supérieure à 30 MPa, alors que la contrainte d'adhérence τ_a, calculée à partir de (10.22) pour les valeurs de T et V utilisées, est inférieure à 1 MPa. L'hypothèse faite pour obtenir (10.14) reste donc acceptable.

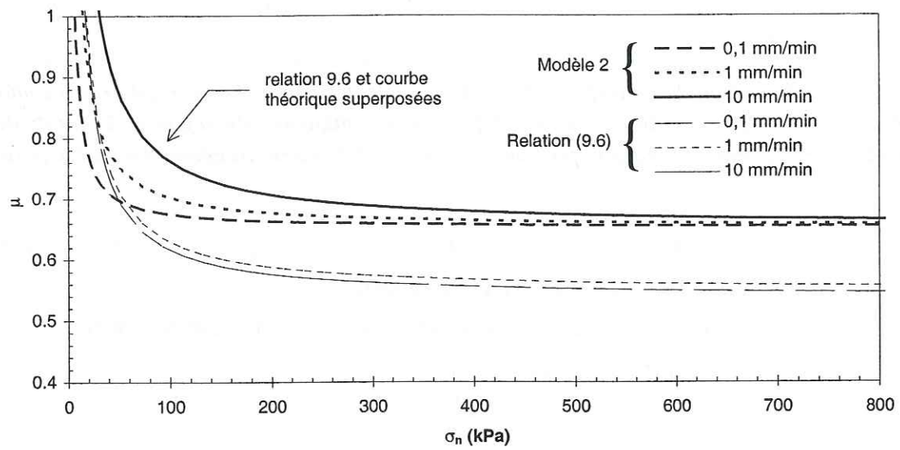


Fig. 10.9 : *Modèle 2. Evolution du coefficient de frottement calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse (trait fort). En trait fin : courbes expérimentales (relation 9.6) pour les plaques de petite rugosité (R_a = 0,1 mm). Les résultats du modèle sont obtenus avec les valeurs suivantes : B = 5×10^{-7} MPa^{-3}.s^{-1} , n = 3, L^* = 1 mm, L = 2 mm, α = 33,0°, T = 4,8 M Pa.m$^{-1/3}$.s$^{1/3}$ et r_0 = 8,4×10^{-2} mm. α, r_0 et T sont obtenus par ajustement du modèle à la relation (9.6) pour V = 10 mm.min^{-1}.*

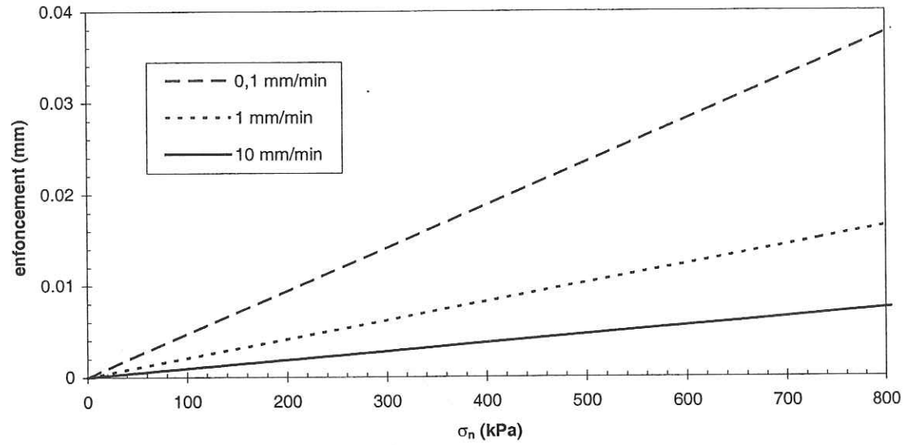


Fig. 10.10 : *Modèle 2. Evolution de l'enfoncement de l'aspérité dans la glace calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse. Les résultats du modèle sont obtenus avec les valeurs suivantes : B = 5×10^{-7} MPa^{-3}.s^{-1} , n = 3, L^* = 1 mm, L = 2 mm, α = 33,0°, T = 4,8 MPa.m$^{-1/3}$.s$^{1/3}$ et r_0 = 8,4×10^{-2} mm. α, r_0 et T sont obtenus par ajustement du modèle à la relation (9.6) pour V = 10 mm.min^{-1}.*

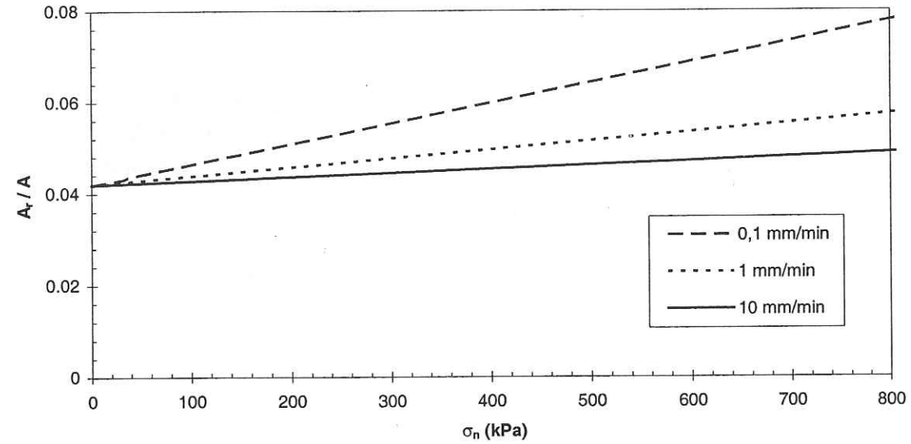


Fig. 10.11 : *Modèle 2. Evolution de A_r / A calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse. Les résultats du modèle sont obtenus avec les valeurs suivantes : B = 5×10^{-7} MPa^{-3}.s^{-1} , n = 3, L^* = 1 mm, L = 2 mm, α = 33,0°, T = 4,8 MPa.m$^{-1/3}$.s$^{1/3}$ et r_0 = 8,4×10^{-2} mm. α, r_0 et T sont obtenus par ajustement du modèle à la relation (9.6) pour V = 10 mm.min^{-1}.*

La Figure 10.10 montre que l'enfoncement du relief dans la glace est une fonction linéaire croissante de la contrainte normale nominale et fonction décroissante de la vitesse. Pour les gammes de vitesse et de contrainte normale considérées, les valeurs de r_0 et l obtenues conduisent à une aire réelle de contact variant de 0 à 8 % de l'aire nominale de contact (cf. Figure 10.11).

Nous constatons par ailleurs que le modèle 2 permet de reproduire qualitativement l'effet de la contrainte normale nominale et celui de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement. Par contre, il prédit que le coefficient de frottement minimum, obtenu pour les fortes contraintes, est pratiquement indépendant de la vitesse de glissement. Ceci est contraire aux observations expérimentales.

Dans le Tableau 10.1, les valeurs de α et r_0 varient avec la vitesse choisie pour réaliser l'ajustement. Ceci suggère que la géométrie des aspérités est mal prise en compte par le modèle 2. D'ailleurs, les relevés de profils de plaques montrent que les aspérités sont de forme arrondie, leur face amont présentant une pente variable que nous ne retrouvons pas dans le modèle 2. Or, la pente du relief joue un rôle vis à vis de l'effort exercé par le relief sur la plaque, et donc vis à vis du coefficient de frottement.

La prise en compte d'aspérités à surface courbe doit permettre une modélisation plus exacte du contact glace-plaque, mieux à même d'expliquer l'effet des conditions de contact sur le coefficient de frottement, que ne le fait le modèle 2.

10.5 Modèle 3 : aspérités semi-circulaires

Pour tester le rôle de la forme des aspérités, nous développons le modèle 3, basé sur des aspérités de section circulaire (le comportement de la glace reste le même que pour le modèle 2).

La Figure 10.12 définit les conditions de contact utilisées pour le modèle 3. Le rayon R des aspérités et leur entraxe L sont les paramètres définissant la géométrie de la plaque. Nous retenons comme paramètre d'état du contact l'angle φ_A définissant la position du point de mise en contact A sur l'aspérité.

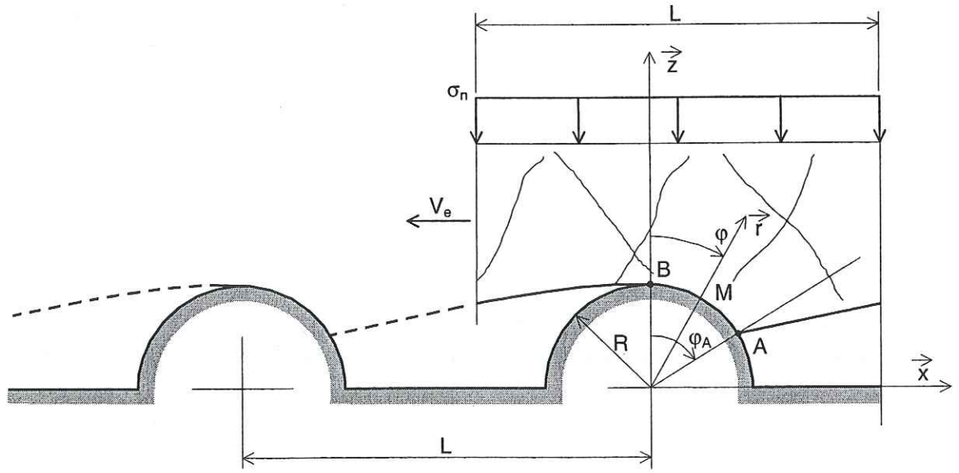


Fig. 10.12 : *Modèle 3. Paramétrage du contact. L'état du contact est défini par l'angle φ_A. R et L définissent la géométrie des aspérités.*

10.5.1 portance et traînée

Le modèle 2 montre que le contact glace-plaque se fait au niveau du sommet de l'aspérité (là où la surface est quasiment horizontale). La contrainte d'adhérence ne doit donc avoir qu'une faible influence sur la portance. Compte tenu de cette remarque, nous négligeons le terme en τ_a dans (10.5). La force élémentaire de portance en M est alors donnée par (compte tenu de $\theta = \pi/2 - \varphi$):

$$df_z = df_{vz} = \sigma \, dl \cos\varphi \tag{10.28}$$

La force élémentaire de traînée reste donnée par (10.4), soit, en fonction de φ :

$$df_x = df_{vx} + df_{ax} = \sigma \, dl \sin\varphi + \tau_a \, dl \cos\varphi \tag{10.29}$$

Par intégration sur AB de (10.28) et (10.29), en considérant que σ est toujours donnée par (10.17) et en supposant que τ_a est indépendant de φ, on obtient l'expression de la portance f_z et de la traînée f_x :

$$f_z = \frac{3}{4} A \sin^{\frac{4}{3}} \varphi_A \tag{10.30}$$

$$f_x = \tau_a R \sin\varphi_A + A \, I_{\varphi_A} \tag{10.31}$$

où :

$$A = R \left(\frac{16 V}{B L^*}\right)^{\frac{1}{3}} \tag{10.32}$$

$$I_{\varphi_A} = \int_0^{\varphi_a} \sin^{\frac{4}{3}} \varphi \, d\varphi \tag{10.33}$$

En écrivant l'équilibre suivant la verticale d'une "tranche" de glace de largeur L (équation 10.6), on peut déterminer le paramètre d'état du contact :

$$\sin\varphi_A = \left(\frac{4}{3} A^{-1} L \sigma_n\right)^{\frac{3}{4}} \tag{10.34}$$

où A est donné par (10.32). Cette dernière expression définit la profondeur d'enfoncement de l'aspérité dans la glace en fonction du comportement de la glace et des conditions de contact.

10.5.2 Expression du coefficient de frottement

Le coefficient de frottement μ se déduit de (10.6), (10.7) et (10.31) :

$$\mu = \frac{\tau_a R \sin\varphi_A + A \, I_{\varphi_A}}{L \sigma_n} \tag{10.35}$$

Les équations (10.32) à (10.35) définissent le coefficient de frottement en fonction des conditions de contact (σ_n, V, R et L) et des caractéristiques des matériaux (B, τ_a et L^*).

10.5.3 Remarque

L'équation (10.34) donne $\sin\varphi_A$ tant que le deuxième membre de l'équation reste inférieur à 1. Pour des vitesses et / ou des contraintes normales nominales suffisamment grandes, l'expression (10.34) donne une valeur de $\sin\varphi_A$ supérieure à 1. Physiquement, cela signifie que

la glace entre en contact avec la partie horizontale de la plaque : les cavités disparaissent et la modélisation du contact devient caduque. Dans ce cas, et si $R < L/2$, la valeur de φ_A est égale à $\pi/2$, quelle que soit la valeur de la vitesse et de la contrainte normale nominale, et la longueur concernée par l'adhérence est égale à L. L'expression de la traînée devient :

$$f_x = \tau_a L + A\, I_{\pi/2} \qquad (10.36)$$

et la nouvelle expression du coefficient de frottement :

$$\mu = \frac{\tau_a}{\sigma_n} + \frac{A\, I_{\pi/2}}{L\, \sigma_n} \qquad (10.37)$$

avec les mêmes notations que précédemment.

La même démarche s'applique lorsque R est supérieur à L/2 quand φ_A atteint sa limite définie par $\sin\varphi_A = L/2R$.

10.5.4 Résultats et discussion

10.5.4.1 Choix des variables d'ajustement

Nous effectuons l'ajustement du modèle pour les plaques de petite rugosité.

Les valeurs de R et L sont obtenues grossièrement à partir des relevés de profil des plaques de petite rugosité. Compte tenu du rayon de courbure moyen des aspérités observé, nous adoptons pour R une valeur de 3,5 mm. Pour L, nous retenons la distance moyenne séparant deux aspérités voisines, soit à peu près 2 mm.

La valeur du coefficient B de la loi de Glen adoptée jusqu'ici (5×10^{-7} $MPa^{-3}.s^{-1}$) correspond à la vitesse de déformation minimum (fluage secondaire, cf. Chapitre 2). Elle peut prendre une valeur supérieure dans le cas du fluage primaire ou du fluage tertiaire. Nous utiliserons donc B comme variable d'ajustement.

Reste, en outre, pour l'ajustement du modèle 3 : la longueur L^*, caractéristique de la hauteur de glace déformée par le passage des aspérités de la plaque, et le paramètre T définissant la variation de τ_a avec $V^{1/3}$.

10.5.4.2 Résultats

Dans un premier temps, nous avons effectué l'ajustement du modèle sur les courbes tracées à partir des relations (9.6a) et (9.6b), pour les vitesses de 0.1, 1 et 10 $mm.min^{-1}$. La solution de cet ajustement n'est physiquement pas admissible (L^* de l'ordre du mètre) et doit être écartée.

Dans un deuxième temps, l'ajustement a été fait pour retrouver le niveau de frottement aux faibles contraintes (50 à 150 kPa), pour les vitesses de 0.1, 1 et 10 $mm.min^{-1}$. Cet ajustement est réalisé (cf. Figure 10.13), avec :

- $T = 1{,}4\times10^{2}$ $MPa.m^{-1/3}.s^{1/3}$
- $BL^* = 6{,}6\times10^{-6}$ $mm.MPa^{-3}.s^{-1}$

En conservant une valeur de L^* raisonnable de 1 mm correspondant à l'ordre de grandeur des épaisseurs de glace déformées au passage des aspérités (les observations de la surface de glace ont par exemple montré la formation par recristallisation de cristaux de 1 mm de diamètre environ, cf. Chapitre 8) la valeur de B est environ dix fois plus élevée que celle correspondant à la vitesse de déformation minimum. Cette majoration de B n'est pas excessive et peut être attribué au fluage tertiaire. La recristallisation observée dans les traces de frottement atteste

d'ailleurs du passage de la glace dans le domaine du fluage tertiaire lors des essais de frottement.

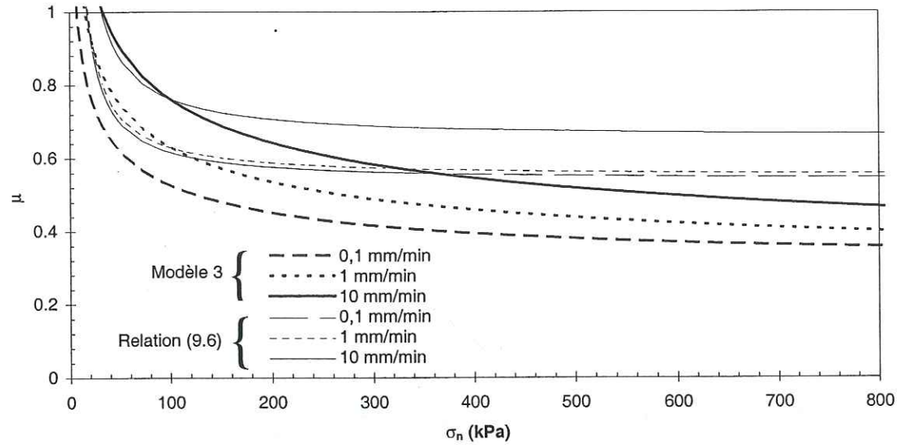


Fig. 10.13 : *Modèle 3. Evolution du coefficient de frottement calculé en fonction de la charge normale et de la vitesse (trait fort). En trait fin : courbes expérimentales (relation 9.6) pour les plaques de petite rugosité (R_a = 0,1 mm). Les résultats du modèle sont obtenus avec les valeurs suivantes : $B = 6{,}6\times10^{-6}$ $MPa^{-3}.s^{-1}$, n = 3, L^* = 1 mm, R = 3,5 mm, L = 2 mm, $T = 1{,}4\times10^{2}$ $MPa.m^{-1/3}.s^{1/3}$. Le modèle théorique du contact a été ajusté pour donner le même niveau de frottement aux faibles contraintes normales nominales que la relation (9.6).*

La contrainte d'adhérence, correspondant à la valeur calculée pour T, varie entre 1,6 MPa (pour V = 0,1 $mm.min^{-1}$) et 7,5 MPa (pour V = 10 $mm.min^{-1}$). Nous ne disposons pas de données sur l'adhérence glace-béton à -10°C, mais nous avons vu (§ 10.2.5) qu'une valeur de l'ordre de 1 MPa est commune pour l'adhérence de la glace sur l'acier à -10°C (Raraty et Tabor, 1958 ; Hobbs, 1974 ; Igoshin et al., 1989). L'adhérence de la glace augmentant avec le degré d'hydrophilie du support (Hobbs, 1974), la présence de molécules d'eau adsorbées dans la structure chimique du béton rend tout à fait acceptables les valeurs de la contrainte d'adhérence glace-béton obtenues.

Les valeurs élevées de τ_a posent cependant un problème vis à vis de l'hypothèse émise pour calculer la contrainte normale ($\tau^2 << \sigma^2/4$). En effet, au sommet de l'aspérité, σ devient petit et $\sigma^2/4$ n'est plus négligeable devant τ_a^2. Par conséquent l'hypothèse faite conduit à sous-estimer la valeur de τ et donc à surestimer la valeur de σ (à titre d'exemple, pour σ voisin de τ_a, la valeur de σ est surestimée d'environ 70 %). Globalement, cela entraîne une minoration de l'enfoncement calculé mais ne change que très peu le coefficient de frottement, puisque la part du frottement due à σ reste petite devant celle due à τ_a (cf. Figure 10.16). D'autre part σ participe au frottement là où la pente du contact est la plus forte, c'est à dire là où l'hypothèse faite sur le calcul de la contrainte de cisaillement efficace τ reste valable.

L'ajustement du modèle donne pour les paramètres des valeurs qui sont plausibles. Nous pouvons donc considérer que la modélisation du contact adoptée pour le modèle 3 prend en compte correctement les principaux mécanismes mis en jeu au niveau de l'interface. Il subsiste néanmoins quelques zones d'ombre :

- le modèle théorique ne peut pas expliquer correctement l'évolution du coefficient de frottement sur l'ensemble de la gamme de contrainte normale nominale utilisée.
- il n'explique pas non plus la faible évolution du coefficient de frottement pour les vitesses comprises entre 0,1 et 1 mm.min^{-1}.

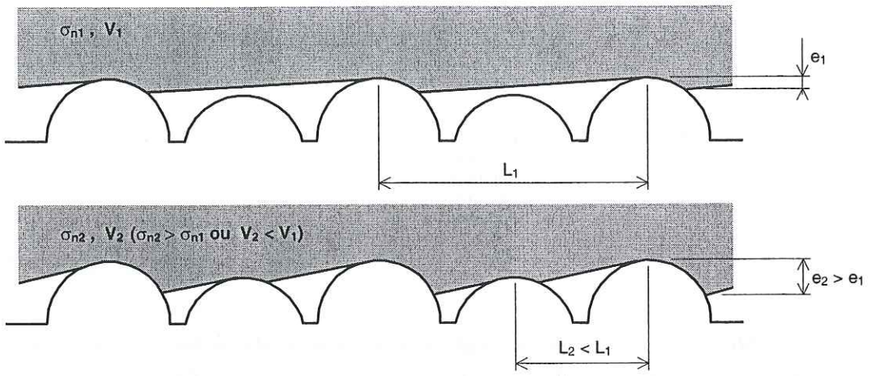


Fig. 10.14 : *Evolution de l'enfoncement e_i des aspérités de la plaque dans la glace en fonction de la vitesse et de la contrainte normale nominale.*

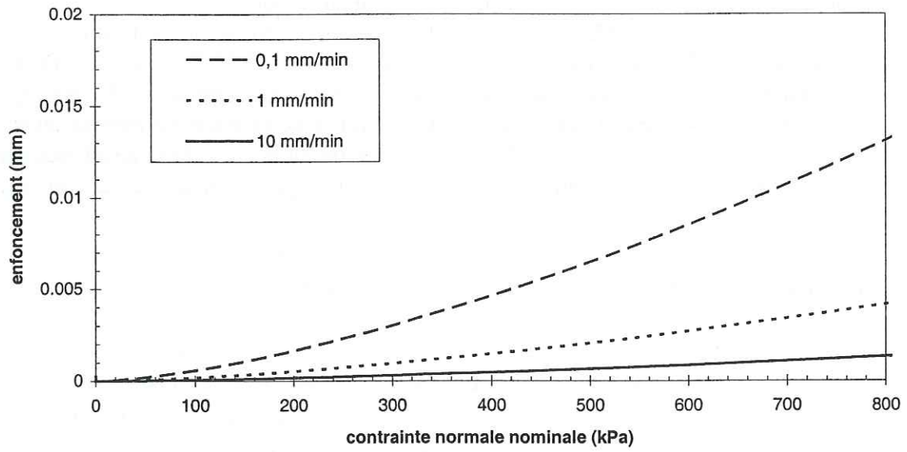


Fig. 10.15 : *Modèle 3. Evolution de l'enfoncement de l'aspérité dans la glace en fonction de la contrainte normale nominale et de la vitesse. Les valeurs des paramètres du modèle sont les mêmes que pour la Figure 10.13.*

10.5.4.3 Discussion

Nous venons de voir que le coefficient de frottement est sous-estimé lorsque la contrainte normale nominale est forte ou lorsque la vitesse de glissement est faible. Si la modélisation envisagée correspond en partie à la réalité, alors il doit exister un mécanisme que nous n'avons pas pris en compte et qui induit une augmentation du frottement lorsque la contrainte normale nominale augmente ou lorsque la vitesse diminue.

Le modèle 3 prend en compte les mécanismes de déformation dans le contact qui nous sont apparus prépondérants lors des observations de la surface de glace après essai. L'aspect bidimensionnel de la géométrie du relief mis à part, il prend en compte une forme des aspérités proche de celle observée. Par contre, il ne prend pas du tout en compte l'aspect aléatoire de la surface de béton, notamment en considérant que les sommets des aspérités sont tous au même niveau. La conséquence de ce choix est que le nombre de contacts réels est invariant, alors que dans la réalité il croît lorsque l'enfoncement de la glace sur la plaque croît. D'ailleurs, l'examen des plaques de petite rugosité (plaques p) montre que les différences d'altitude entre les sommets des aspérités du profil sont de l'ordre de 0,01 mm. Lorsque le nombre de contacts croît, la distance entre les contacts diminue. Le paramètre L du modèle 3 devrait donc être une fonction de l'enfoncement (cf. Figure 10.14), donc une fonction croissante de la contrainte normale nominale et une fonction décroissante de la vitesse (cf. Figure 10.15).

Pour estimer l'effet qu'aurait sur le modèle 3 la prise en compte d'aspérités de taille variable, on peut regarder comment évolue le coefficient de frottement quand L diminue.

L'équation (10.35) qui donne la valeur du coefficient de frottement μ peut être écrite :

$$\mu = \mu_1 + \mu_2 \tag{10.38}$$

où :

$$\mu_1 = \beta\, L^{-1} \sin\varphi_A \tag{10.39}$$

$$\mu_2 = \gamma\, L^{-1}\, I_{\varphi_A} \tag{10.40}$$

et β et γ sont deux coefficients indépendants de L, alors que φ_A et I_{φ_A} varient avec L. μ_1 et μ_2 sont les parts du frottement qui ont pour origines respectives l'adhérence glace-plaque et la déformation viscoplastique de la glace. La Figure 10.16 donne la valeur de μ_2 dans le cas de l'ajustement réalisé au paragraphe 10.7.4.2. On constate que la quasi-totalité de la résistance au frottement provient de l'adhérence de la glace sur la plaque. On a donc :

$$\mu_1 >> \mu_2 \tag{10.41}$$

L'équation (10.34) donne $\sin\varphi_A$ en fonction de L :

$$\sin\varphi_A = \delta\, L^{\frac{3}{4}} \tag{10.42}$$

ou δ est un coefficient indépendant de L. On peut donc évaluer μ en fonction de L :

$$\mu \approx \beta\delta\, L^{\frac{3}{4}}\, L^{-1} = \beta\delta\, L^{-\frac{1}{4}} \tag{10.45}$$

On constate que le coefficient de frottement est une fonction décroissante de L. Par conséquent, l'augmentation du nombre de contacts réels induit une augmentation du coefficient de frottement.

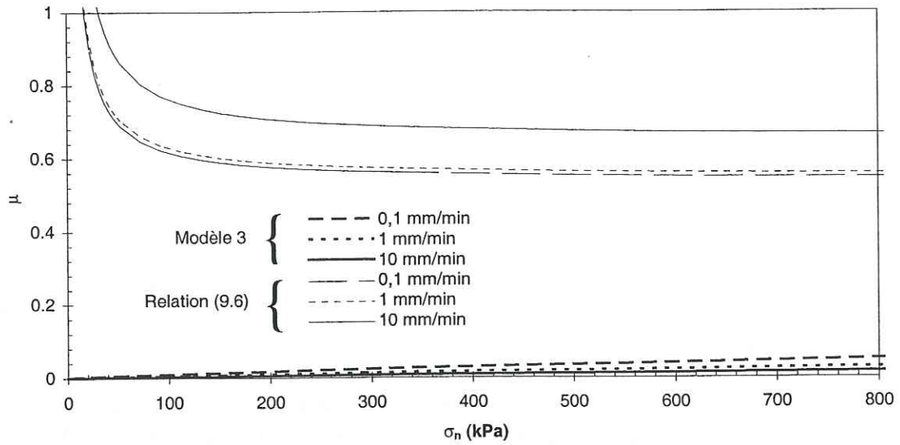


Fig. 10.16 : *Modèle 3. Part du frottement due à la déformation viscoplastique de la glace, dans le cas de l'ajustement 2 (voir Figure 10.13 pour la valeur du coefficient de frottement total et la valeur des différents paramètres du modèle).*

Il résulte de ce constat que le modèle 3, lorsqu'il est ajusté pour donner les valeurs du coefficient de frottement pour les contraintes normales faibles (inférieures à 150 kPa) et les vitesses de glissement importantes (supérieures à 1 $mm.min^{-1}$), sous évalue le coefficient de frottement aux contraintes normales fortes ou aux vitesses faibles. C'est effectivement ce que nous observons sur la Figure 10.13. Ce modèle, modifié pour prendre en compte les différences de hauteur entre les aspérités, devrait pouvoir expliquer complètement l'évolution du frottement en fonction de la contrainte normale nominale et de la vitesse. Une vérification quantitative, qui serait en toute rigueur nécessaire, impliquerait une étude de la population statistique des aspérités de la plaque, pour déterminer la relation liant l'enfoncement et le paramètre L. Nous n'avons pas réalisé ce travail.

L'augmentation du nombre de contacts avec l'enfoncement des aspérités dans la plaque peut aussi expliquer le phénomène de maturation du contact, mis en évidence lors de nos essais de frottement (cf. Chapitre 5). Il se manifeste par l'augmentation du niveau de frottement au cours des cycles de frottement. On peut interpréter cette augmentation comme l'effet de l'enfoncement des aspérités de la plaque dans la glace au cours des cycles, sous l'effet de l'usure et du fluage de la glace. Cette pénétration permettant à d'autres contacts de se former, le nombre de contacts réels augmente donc avec le temps, ce qui correspond, d'après ce que nous avons vu précédemment, à une augmentation du coefficient de frottement.

10.6 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons développé quelques modèles bidimensionnels simples du glissement glace-plaque. Ces modèles mettent en valeur le rôle de la viscoplasticité de la glace et celui de l'adhérence glace-plaque. Ils montrent que l'adhérence de la glace est un phénomène couplé au cisaillement viscoplastique de l'interface.

Un dernier modèle, prenant en compte une modélisation plus réaliste de la forme des contacts, a permis de retrouver les valeurs des coefficients de frottement mesurées lors de nos essais. Ce modèle a permis de mettre en valeur le rôle de la morphologie de la surface de la plaque de béton. Il montre notamment que la distribution aléatoire des aspérités de la plaque n'est pas sans influence sur l'évolution du coefficient de frottement avec la contrainte normale nominale et la vitesse, voire avec le temps.

Chapitre 11
Conclusion

11.1 Objectif de l'étude

Les ouvrages de génie civil construits par l'homme dans les régions polaires et sub-polaires sont construits dans un environnement hostile très spécifique. Ils subissent notamment l'effet de la dérive des glaces polaires (banquise ou iceberg). Ces glaces, lorsqu'elles entrent en contact avec la structure, génèrent le plus souvent des sollicitations dynamiques. Lors du dimensionnement de ces structures, on prend naturellement en compte ce type de sollicitations, en les surestimant largement pour compenser le fait qu'elles sont mal connues. De nombreux auteurs se sont intéressés, et s'intéressent encore, à l'évaluation des efforts globaux exercés par la glace sur une structure. Leurs travaux ont conduit petit à petit à s'intéresser au fonctionnement du contact glace-structure et ont notamment montré que celui-

ci est le siège d'un écoulement instable de glace broyée, formée par pulvérisation de la glace comprimée. La manière dont s'écoule la glace broyée dans le contact conditionne en partie le type de sollicitations dynamiques subies par la structure. Certains travaux suggèrent que les conditions de frottement aux limites de l'écoulement de glace broyée sont responsables de l'instabilité de l'écoulement. L'absence d'études concernant le frottement glace-structure dans de telles conditions ne permet actuellement pas de conclure sur la validité de ces hypothèses. C'est pour répondre à ce manque que nous avons entrepris ce travail sur le frottement glace-béton.

11.2 Méthodologie et résultats

La complexité des phénomènes d'interaction glace-structure et la variété des situations envisageables nous ont amené dans un premier temps à définir un cas simplifié de contact mettant en jeu le frottement glace-béton. Nous avons ainsi pu réaliser, à l'aide d'une boîte de cisaillement direct, modifiée pour permettre le cisaillement sol-plaque, une série d'essais cycliques de frottement entre de la glace columnaire fabriquée en laboratoire et une surface plane de béton (en fait, un micro-béton). Ces essais ont été menés à une température de -10°C, représentative de la température moyenne des glaces dérivantes en conditions hivernales. Nous avons fait varier les conditions de contact les plus déterminantes : la contrainte normale nominale dans le contact (25 à 800 kPa), la vitesse d'entraînement de la plaque par rapport à la glace (0,1 à 10 mm.min^{-1}) et la rugosité moyenne de la surface de béton (de presque zéro à environ 0,55 mm). Ces essais ont été complétés par des observations optiques destinées à caractériser les mécanismes de déformation mis en jeu au niveau de la glace lors du frottement, et par des mesures de rugosité destinées à suivre l'évolution de l'usure des plaques de béton.

Nous nous sommes ainsi intéressés à :

- l'évolution du frottement au cours du temps, caractérisée par le passage du coefficient de frottement initial au coefficient de frottement final, plus élevé. Cette évolution est la conséquence de la maturation du contact gouvernée principalement par la déformation viscoplastique de la glace au niveau des contacts réels.
- l'évolution du frottement avec les conditions de contact. Ceci nous a permis d'aboutir à la formulation de lois d'interface ajustées sur nos résultats expérimentaux et donnant le coefficient de frottement initial μ_0 (relation 9.8) et le coefficient de frottement final μ (relation 9.6) en fonction de la contrainte normale nominale, de la vitesse d'entraînement et de la rugosité.
- la caractérisation des différents micro-mécanismes physiques mis en jeu dans la glace au niveau de l'interface. A partir de l'analyse de l'évolution du frottement en fonction des conditions de contact ainsi qu'à partir des observations optiques, nous avons pu recenser les mécanismes suivants : déformation viscoplastique, adhérence, recristallisation, glissement aux joints de grains, micro et macrofissuration. Parmi ces différents mécanismes qui coexistent au sein du contact, la déformation viscoplastique et l'adhérence apparaissent comme les principaux mécanismes responsables du comportement au frottement observé, tandis que les autres sont des mécanismes d'accompagnement qui agiraient en limitant le frottement quand il devient trop élevé.

11.3 Approche théorique

Nous avons complété notre travail expérimental par une étude théorique du frottement qui prend en compte la déformation viscoplastique de la glace et l'adhérence glace-béton, micro-mécanismes identifiés comme responsables du comportement au frottement de la glace sur le béton. Le modèle très simplifié que nous proposons est basé sur une modélisation bidimensionnelle de la surface de béton ne prenant en compte qu'un seul type d'aspérité. Il a permis de montrer que la déformation viscoplastique de la glace et l'adhérence glace-béton peuvent rendre compte qualitativement et quantitativement des observations expérimentales, du moins pour les contraintes normales nominales faibles et les vitesses de glissement élevées. Ce modèle n'explique pas parfaitement l'évolution du coefficient de frottement dans les autres parties des gammes de contrainte normale nominale et de vitesse. Nous avons montré qu'une meilleure prise en compte de la topographie de la plaque devrait permettre d'améliorer les résultats du modèle. Nous n'oublions pas, cependant, que les interactions entre les micro-mécanismes mis en jeu lors du frottement peuvent être plus complexes que ce que nous avons supposé, ce qui pourrait aussi expliquer en partie la différence entre nos résultats expérimentaux et théoriques.

11.4 Perspectives

Les résultats obtenus lors de ce travail préliminaire sur le frottement glace-béton nous semblent prometteurs. Ils montrent cependant qu'il est nécessaire d'aller plus loin pour définir plus convenablement le frottement de la glace sur le béton. Notamment, il nous paraît impératif d'étendre la gamme des vitesses utilisées vers des vitesses plus élevées, peut-être plus représentatives des conditions de contact entre la glace et une structure réelle.

Il nous paraît aussi important d'améliorer les procédés expérimentaux pour permettre une meilleure maîtrise des conditions d'essai (en particulier celles ayant trait à la phase de démarrage des essais). Ceci devrait améliorer la qualité des résultats et permettre d'affiner leur analyse.

A plus long terme, deux pistes peuvent être envisagées. La première conduit à s'intéresser plus directement aux micro-mécanismes physiques mis en jeu dans le contact lors du frottement. Elle nécessite de mettre au point un ensemble de techniques expérimentales visant à observer le contact après frottement, de manière plus poussée que ce que nous avons fait. Il est probable que l'observation en temps réel de la surface de contact au cours d'un épisode de glissement apporterait beaucoup. Il s'agit donc de compléter l'inventaire des micro-mécanismes que nous avons initié et de comprendre les liens qu'il y a entre eux. Ces observations peuvent être couplées à des essais de micro-frottement (un seul contact réel) destinés à caractériser la loi de comportement des différents types de contacts élémentaires.

La deuxième piste à envisager est celle de la modélisation. Il faut faire un effort dans ce sens pour améliorer la capacité des modèles à rendre compte des mécanismes mis en jeu lors du frottement. On devrait pouvoir obtenir des résultats notablement plus intéressants que les nôtres en améliorant la manière de prendre en compte la topographie de la surface. Dans un premier temps, une analyse théorique bidimensionnelle prenant en compte un relief pseudo-aléatoire suffirait probablement. Une modélisation tridimensionnelle doit être cependant plus à même de rendre compte de l'écoulement viscoplastique de la glace autour des aspérités.

Ces deux voies de recherche ne doivent pas être indépendantes l'une de l'autre. Au contraire, nous pensons que l'analyse rigoureuse, au niveau des contacts réels, des micro-mécanismes de déformation doit aider beaucoup l'élaboration d'un modèle pertinent du contact.

Enfin, dès que le frottement de la glace sur le béton sera suffisamment bien caractérisé, il sera nécessaire de tester l'effet des lois de frottement glace-béton qui auront été identifiées sur l'écoulement de glace broyée au sein du contact glace-structure. On pourra alors répondre à la question qui est à l'origine de ce travail : le frottement peut-il être à l'origine des instabilités constatées de cet écoulement ?

Références bibliographiques

Akkok M., Ettles C. M. McC. et Calabrese S. J. (1987). Parameters affecting the kinetic friction of ice. Journal of Tribology, 109, pp.552-561.

Ahmad, S. et Whitworth, R.W. (1988). Dislocation motion in ice : a study by synchrotron X-ray topography. *Philosiphical Magazine*, A57, (5), pp.749-766.

Ashby M. F., Palmer A. C., Thouless M., Goodman D. J., Howard M. W., Hallam S. D., Murrell S. A. F., Jones N., Sanderson T. J. O. et Ponter A. R. S. (1986). Non-simultaneous failure and ice loads on large arctic structures. *Proceedings 1986 Offshore Technology Conference 1986*, Houston, Texas, USA, OTC paper 5127, pp. 399-404.

Barnes P., Tabor D. et Walker J. C. F. (1971). The friction and creep of polycrystalline ice. *Proceedings of the Royal Society of London*, A324, pp. 127-155.

Baumberger T., Caroli C., Perrin B. et Ronsin O. (1995). Nonlinear analysis of the stick-slip bifurcation in the creep-controlled regime of dry friction. *Physical Review*, E51, (5), pp.4005-4010.

Beeman M., Duram W. B. et Kirby S. H. (1988). Friction of ice. *Journal of Geophysical Research,* B7, (93), pp. 7625-7633.

Berthier Y. (1990). Experimental evidence for friction and wear modelling. *Wear*, 139, pp. 77-92.

Berthier Y., Godet M. et Brendle M. (1989). Velocity accomodation in friction. *Tribology Transactions*, 32, (4), pp. 490-496.

Blanchet D. (1998). Ice loads from first-year ice ridges and rubble fields. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 25, pp. 206-219.

Blanchet D., Churcher A., Fitzpatrick J. et Badra-Blanchet P. (1989). An analysis of observed failure mechanisms for laboratory, first-year and multi-year ice. *CRREL Special Report* 89-5 : Working group on ice forces, 4th state-of-the-art report, G. W. Timco, editor, pp. 77-124.

Bowden F.P. et Hughes T.P. (1939). The mechanism of sliding on ice and snow. *Proceedings of the Royal Society of London*, A172, pp. 280-298.

Bowden F.P. et Tabor D. (1950). The friction and lubrication of solids. Clarendon Press, Oxford, 327 p.

Bowden F.P. (1953). Friction on snow and ice. *Proceedings of the Royal Society of London*, A217, pp. 462-478.

Budd W. F., Keage P. L. et Blundy N. A. (1979). Empirical studies of ice sliding. *Journal of Glaciology*, 23, (89), pp. 157-170.

Calabrese S. J., Buxton R. et Marsh G. (1980). Frictional characteristics of materials sliding against ice. *Lubrication Engineering*, 36, pp.283-289.

Cammaert A. B. et Muggeridge D. B. (1988). Ice interaction with offshore structures. Van Norstrand Reinhold, New York, 432 p.

Chadbourne B. D., Cole R. M., Tootill S. et Walford E. R. (1975). The movement of melting ice over rough surfaces. *Journal of Glaciology*, 14, (71), pp. 287-292.

Daley C. (1992). Ice edge contact and failure. *Cold Regions Science and Technology*, 21, pp. 1-23.

Danielewicz B. W. et Blanchet D. (1987). Multi-year ice loads on Hans Island during 1980 and 1981. *Proceedings of the 9th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, POAC 87, Fairbanks, Alaska, USA, 1, pp.465-484.

Dantl G. (1968). Die elastichen moduln von eis-einkristallen. *Physik der kondersierten materie.* Boul. 7, (Ht. 5), pp. 390-397.

DeFranco S.J. et Dempsey J.P. (1990). Crack growth stability in S2 ice. *Proceedings 10th IAHR Ice Symposium*, Espoo, Finland, 1, pp.168-181.

Dreux G. et Festa J. (1995). Nouveau guide du béton. Eyrolles, Paris, 317 p.

Duval P. (1976). Loi de fluage transitoire ou permanent de la glace polycristalline pour divers états de contraintes. *Annales de Géophysique*, 32, (4), pp. 335-350.

Duval P., Ashby M. F. et Anderman I. (1983). Rate-controlling processes in the creep of polycrystalline ice. *Journal of Physical Chemistry*, 87, (21), pp. 4066-4074.

Duval P., Marec M. et Meyssonnier M. (1989). Le rôle de la fracture de la glace dans les interactions glace-structure. *Actes du Colloque international Ingénierie et Economie Arctiques : réalités, problèmes posés, avenir*. Paris, France, Ed. Bureau Veritas.

Elbaum M., Lipson S. G. et Dash J. G. (1993). Optical study of surface melting on ice. *Journal of Crystal Growth*, 129, pp. 491-505.

Enkvist E. (1972). On the ice resistance encountered by ships operating in the continuous mode of ice breaking. *The Swedish Academy of engineering sciences in Finland*, Report 24, pp. 54-64.

Enoki K., Nakasawa N., Ueda T. et Saeki H. (1990). Apparent friction coefficient between steel and ice under high contact pressure. *Proceedings 10th IAHR Ice Symposium*, Espoo, Finland, 2, pp. 902-911.

Eranti E. et Lee G. C. (1986). Cold region structural engineering. McGraw-Hill, New York, 529 p.

Ettles C. M. McC. (1986). The thermal control of friction at high sliding speeds. *Journal of Tribology*, 108, (1), pp.98-104.

Evans D. C. B., Nye J. F. et Cheeseman K. J. (1976). The kinetic friction of ice. *Proceedings of the Royal Society of London*, A347, pp. 493-512.

Fiorio B. (1993). Etude préliminaire du contact glace-béton par essai de cisaillement direct. *Mémoire de DEA de Mécanique des Matériaux Géophysiques et Environnement, Université Joseph Fourier, Grenoble.*

Fiorio B. , Meyssonnier J. et Boulon M. (1997). Experimental study of the friction of ice over concrete at the centimetre scale. *Proceedings of the 7th International Offshore and Polar Engineering Conference,* ISOPE 97, Honolulu, Hawaï, USA, v. II, pp. 466-472.

Fletcher N. (1968). Surface structure of water and ice, II, A, a revised model. *Philosophical Magazine*, 18, pp. 1287-1300.

Forland K. A. et Tatinclaux J. C. P. (1985). Kinetic friction coefficient of ice. *CRREL Report* 85-6, 40p.

Frost H. J. et Ashby M. F. (1982). Deformation mechanism maps, the plasticity and creep of metals and ceramics. Pergamon Press, Oxford, 162 p.

Furukawa Y. et Ishikawa I. (1993). Direct evidence for melting transition at interface between ice crystal and glass substrate. *Journal of Crystal Growth*, 128, pp. 1137-1142.

Gagnon R. E. et Molgaard J. (1991). Evidence for pressure melting and heat generation by viscous flow of liquid in indentation and impact experiments on ice. *Annals of glaciology*, 15, pp. 254-260.

Gammon, H. et Sunder, S.S. (1983). Elastic constants of ice samples by Brillouin spectroscopy. *Journal of Physical Chemistry*, B87, pp.4025-4029.

Gao C. et Kuhlmann-Wilsdorf D. (1990). On stick-slip and velocity dependence of friction at low speeds. *Journal of Tribology*, 112, pp.354-360.

Glen J. W. (1955). The creep of polycrystalline ice. *Proceedings of the Royal Society of London*, A228, pp. 519-538.

Godet M. (1990). Third bodies in tribology. *Wear*, 136, pp.29-45.

Gold L. W. (1991). Brittle to ductile transition during indentation of ice. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 18, pp. 182-190.

Goubert A. (1993). Fluage transitoire de la glace polycristalline en compression uniaxiale. *Thèse de troisième cycle de l'université Joseph Fourier - Grenoble I.*

Haynes F. D., Sodhi D. S., Zabilanski L. J. et Clark C. H. (1991). Ice force measurements on a bridge pier in the St Regis river, New York. *CRREL Report* 91-14.

Heslot F., Baumberger T., Perrin B., Caroli B., et Caroli C. (1994). Creep, stick-slip, and dry friction dynamics : Experiments and a heuristic model. *Physical Review*, E49, (6), pp.4973-4988.

Hobbs (1974). Ice physics. Clarendon Press, Oxford, 746 p.

Hondoh, T., Iwamatsu, H. et Mae, S. (1990). Dislocation mobility for non-basal glide in ice measured by in situ X-ray topography. *Philosophical Magazine*, A62, (1), pp.89-102.

Hoteit N. (1990). Contribution à l'étude du comportement d'interface sable-inclusion et application au frottement apparent. *Thèse de troisième cycle de l'Institut National Polytechnique de Grenoble.*

Igoshin V. A., Postol V. I., Paasivuori P. et Khakala R. (1989). Surface influence on adhesion of ice. *Soviet Journal of Friction and Wear*, v.10, n°2, pp.333-337

Itagaki K. et Huber N. P. (1992). Measurement of dynamic friction of ice. *Proceedings of the International Symposium on the Physics and Chemistry of Ice*, Sapporo, Japan, 1-6 Sept. 1991, Ed. N. Maeno and T. Hondoh, Hokkaido University Press, 516p.

Jefferies M. G. et Wright W. H. (1988). Dynamic response of Molikpaq to ice-structure interaction. *Proceedings 7th International Conference on Offshore Mechanic and Arctic Engineering*, OMAE 88, Houston, USA, 4, pp. 201-220.

Joensuu A. et Riska K. (1989). Contact between ice and structures. *Helsinki University of Technology, Laboratory of Naval Architecture and Marine Engineering*, Report M88.

Johnson K.L. (1985). Contact mechanics. Cambridge University Press, Cambridge, 431 p.

Jones D. E., Kennedy F. E. et Schulson E. M. (1991). The kinetic friction of saline ice against itself at low sliding velocities. *Annals of glaciology*, 15, pp. 242-246.

Jordaan I. J. et Timco G. W. (1988). Dynamics of the ice-crushing process. *Journal of Glaciology*, 34, (118), pp. 318-326.

Jordaan I. J. et McKenna R. F. (1989). Modelling of progressive damage in ice. *CRREL Special Report* 89-5 : Working group on ice forces, 4th state-of-the-art report, Ed. G. W. Timco, pp. 125-165.

Kärnä T. et Turunen R. (1989). Dynamic response of narrow structures to ice crushing. *Cold Regions Science and Technology*, 17, pp. 173-187.

Kärnä T. (1994). Finite ice failure depth in penetration of a vertical indentor into an ice edge. *Annals of Glaciology*, 19, pp. 114-120.

Kendall K. (1978). Complexities of compression failure. *Proceedings of the Royal Society of London*, A361, pp. 245-263.

Knight C.A. (1996). Surface layers on ice. *Journal of Geophysical Research*, D8, (101), pp.12921-12928.

Kuroiwa D. (1977). The kinetic friction on snow and ice. *Journal of Glaciology*, 19, (81), pp. 141-152.

Langohr P.H. et Ghali A. (1997). Dynamic effects of ice forces on the Confederation Bridge. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 24, pp. 915-921.

Le Gac H. (1980). Contribution à la détermination des lois de comportement de la glace polycristalline. *Thèse de 3ème cycle, Université Joseph Fourier - Grenoble 1.*

Lliboutry L. (1964). Traité de glaciologie, Tomes 1 et 2, Masson, Paris, France, 1040p.

Lliboutry L. (1987). Very slow flows of solids. Martinus Nijhoff Publishers, 510 p.

Mandal J. N. et Divshikar D. G. (1995). Soil testing in civil engineering. A. A. Balkena Publishers, Brookfield, USA, 249 p.

Masterson D. M. et Frederking R. M. W. (1993). Local contact pressures in ship / ice and structure / ice interactions. *Cold Regions Science and Technology*, 21, pp. 169-185.

Meaney R., Jordaan I. J. et Xiao I. (1996). Analysis of medium scale ice-indentation tests. *Cold Regions Science and Technology*, 24, pp. 279-287.

Michel A. (1989). Caractérisation et mesure des microgéométries de surface. *Techniques de l'ingénieur, Mesures et contrôles*, R4-1230, 20p.

Michel B. (1978). Ice mechanics. Presse Universitaire de Laval, Québec, Canada, 478 p.

Nessim M. A., Cheung M. S. et Jordaan I. J. (1987). Ice action on fixed offshore structures : a state-of-the-art review. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 14, (3), pp. 381-407.

Niven C. D. (1959). A proposed mechanism for ice friction. *Canadian Journal of Physics*, 37, pp. 247-255.

Nordlund O. P., Kärnä T. et Järvinen E. (1988). Measurements of ice-induced vibrations of channel markers. *Proceedings 9th IAHR Ice Symposium,* Sapporo, Japan, 2, pp.537-548.

Oksanen P. et Keinonen J. (1982). The mechanism of friction of ice. *Wear*, 78, pp. 315-324.

Petrenko, V.F. et Whitworth, W. (1994). Structure of ordinary ice Ih, Part II : defects in ice. *CRREL Special Report* 94-4, 30p.

Raraty L. E. et Tabor D. (1958). The adhesion and strength properties of ice. *Proceedings of the Royal Society of London*, A245, pp. 184-201.

Reynolds O. (1899). On the slipperiness of ice, memoirs and Proceedings of the Manchester Literary and Philosophical Society, v. 431, part III, pp. 1-7.

Riska K., Rantala H. et Joensuu A. (1990). Full scale observations of ice-ship contact. *Helsinki University of Technology, Laboratory of Naval Architecture and Marine Engineering*, Report M-97.

Ryvlin A. Y. (1973). Experimental study of the friction of ice. In Ice navigation qualities of ships (Kheisin D. et Popov Y. N., Ed.). USA Cold Regions Research and Engineering Laboratory, *CRREL Draft translation* 417, pp. 217-234.

Saeki H., Ono T., Nakazawa N., Sakai M. et Tanaka S. (1986). The coefficient of friction between sea ice and various materials used in offshore structures. *Journal of Energy Resources Technology*, 108, pp. 65-71.

Sanderson T. J. O. (1988). Ice mechanics : risks to offshore structures. Graham and Trotman, Londres, 253 p.

Sanderson T. J. O. et Child A. J. (1986). Ice loads on offshore structures : the transition from creep to fracture. *Cold Regions Science and Technology*, 12, pp. 157-161.

Savage S.B., Sayed M. et Frederking R.M.W. (1992). Two dimensional extrusion of crushed ice. Part 2 : analysis. *Cold Regions Science and Technology*, 21, pp. 37-47.

Sayed M. et Frederking R.M.W. (1992). Two dimensional extrusion of crushed ice. Part 1 : experimental. *Cold Regions Science and Technology*, 21, pp. 37-47.

Shapiro L. H. et Metzner R. C. (1987). Coefficients of friction of sea ice on beach gravel. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 109, pp. 388-390.

Singh S. K., Jordaan I.J., Xiao J. et Spencer P.A. (1995). The flow properties of crushed ice. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 117, pp. 276-282.

Sinha, N.K. (1978) Short-term rheology of polycrystalline ice. *Journal of Glaciology*, 21, pp.457-473.

Slotfeld-Ellingsen D. et Torgersen L. (1983). Water in ice : influence on friction. *Journal of Physics,* D, (16), pp. 1715-1719.

Sodhi D. S. et Morris C. E. (1984). Ice forces on rigid, vertical, cylindrical structures. *CRREL Report* 84-33, 36 p.

Sodhi D. S. et Morris C. E. (1986). Characteristic frequency of force variations in cylindrical structures. *Cold Regions Science and Technology*, 12, pp. 1-12.

Sodhi D. S. (1989). Ice induced vibrations of structures. *CRREL Special Report* 89-5 : Working group on ice forces, 4th state-of-the-art report, G. W. Timco, editor, pp. 189-221.

Sodhi D. S. et Nakazawa N. (1990). Frequency of intermittent ice crushing during indentation tests. *Proceedings 10th IAHR Ice Symposium*, Espoo, Finland, 3, pp. 277-289.

Spencer P.A., Masterson D.M., Lucas J. et Jordaan I.J. (1992). The flow properties of crushed ice I : Experimental observation and apparatus. *Proceedings 11th IAHR Ice Symposium*, Banff, Alberta, Canada, 1, pp. 258-268.

Tabata T. et Tusima K. (1981). Friction measurements of sea ice on some plastics and coatings. *Proceedings of the 6th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, POAC 81, Québec, Canada, 1, pp.526-535.

Timco G. W. et Jordaan I. J. (1987). Time series variations in ice crushing. *Proceedings 9th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, POAC 87, Fairbanks, Alaska, USA, 1, p 13-20.

Tsuchiya M., Kanie S., Ikejiri K., Yoshida A., Saeki H. (1985). An experimental study on ice-structure interaction. *Proceedings 17th Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA, pp. 321-327.

Tuhkuri J. (1995). Experimental observations of the brittle failure process of ice and ice-structure contact. *Cold Regions Science and Technology*, 23, pp. 265-278.

Tusima K. (1977). Friction of a steel ball on a single crystal of ice. *Journal of Glaciology*, 19, (81), pp. 225-235.

Tusima K. (1978). Anisotropy of the kinetic friction on a single crystal of ice. *Journal of Glaciology*, 21, (85), pp. 661-668.

Vance G. (1980). Characteristics of ice in Whitefish Bay and St. Marys River during January, February and March 1979. *CREEL Special Report* 80-32, pp. 6-8.

Xiao J., Jordaan I.J. et Singh S. K. (1992). Pressure melting and friction in ice-structure interaction. *Proceedings 11th IAHR Ice Symposium*, Banff, Alberta, Canada, 3, pp. 1255-1268.

Zou B., Xiao J. et Jordaan I. J. (1996). Ice fracture and spalling in ice-structure interaction. *Cold Regions Science and Technology*, 24, pp. 213-220.

Zum Gahr K. H. (1987). Microstructure and wear of materials. *Tribology Series*, 10, 553 p.

Tables des matières

Sommaire i

Notations iii

Avant propos v

Chapitre 1 : INTRODUCTION 1

Chapitre 2 : LE GEOMATERIAU GLACE 5

2.1 Introduction 5

2.2 Le monocristal de glace 6
2.2.1 Structure cristallographique 6
2.2.2 Défauts et dislocations 6
2.2.3 Comportement mécanique 7
2.2.3.1 Comportement élastique 7
2.2.3.2 Comportement viscoplastique 7

2.3 Le polycristal de glace 8
2.3.1 Différentes structures de polycristaux 8
2.3.1.1 Glace équiaxe 9
2.3.1.2 Glace columnaire 9
2.3.1.3 Glace de mer 9
2.3.2 Comportement mécanique du polycristal de glace 9
2.3.2.1 Mécanismes physiques 9
2.3.2.2 Lois d'écoulement viscoplastique 11

2.4 Propriétés de surface 12

2.5 Les glaces dérivantes 13

2.6 Conclusion 14

Chapitre 3 : LES INTERACTIONS GLACE-STRUCTURE 15

3.1 Introduction 15

3.2 Où, et quels types de structures ? 16

3.3 Différents types d'interaction glace-structure 16
3.3.1 Différents types de sollicitations 16
3.3.2 Différents modes de rupture et de déformation de la glace 17
3.3.3 Cas des interactions dynamiques 20
3.3.4 Effet de l'aire de contact (effet d'échelle) 21

3.4 Fonctionnement de l'interface glace-structure, cas de l'indentation 23
3.4.1 Premières études sur le rôle de l'endommagement de la glace 23
3.4.2 Etudes récentes : rôle de l'extrusion de la glace broyée 24
3.4.3 Mise en évidence du rôle du frottement 26

3.5 Conclusion 29

Chapitre 4 : LE FROTTEMENT GLACE-STRUCTURE 31

4.1 Introduction 31

4.2 Généralités sur le frottement 32
4.2.1 La surface réelle de contact 32
4.2.2 Notions de tribologie 33
4.2.3 Terminologie et notations 34
4.2.3.1 Terminologie 34
4.2.3.2 Notations 34

4.3 Essais de frottement glace-matériau 35
4.3.1 Différents domaines d'étude , différentes expériences 35
4.3.2 Différents paramètres d'études 37
4.3.3 Premières analyses 37
4.3.3.1 Généralités 37
4.3.3.2 Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement 38
4.3.3.3 Influence de la contrainte normale sur le coefficient de frottement 39
4.3.3.4 Influence de la température sur le coefficient de frottement 39
4.3.3.5 Influence de la rugosité sur le coefficient de frottement 39
4.3.4 Synthèse 46

4.4 Mécanismes mis en jeu lors du frottement glace-matériau 46
4.4.1 Lubrification par un film d'eau liquide 46
4.4.2 Limites de la lubrification 47
4.4.3 Autres mécanismes de frottement 48
4.4.3.1 Adhérence 48
4.4.3.2 Déformation viscoplastique 49
4.4.3.3 Recristallisation 50
4.4.3.4 Fissuration 51
4.4.4 Comportements particuliers 51
4.4.4.1 Stick-slip 51
4.4.4.2 Anisotropie 52

4.5 Conclusion 53

Chapitre 5 : DISPOSITIF EXPERIMENTAL 55

5.1 Introduction 55

5.2 Choix des paramètres étudiés 56
5.2.1 Type de glace et présence de l'eau dans la zone de contact 56
5.2.2 Le matériau structural 56
5.2.3 Contrainte normale 57
5.2.4 Vitesse de glissement 57
5.2.5 Rugosité 57

5.3 Dispositif expérimental 58
5.3.1 Description de la machine d'essai 59
5.3.1.1 Architecture générale et organisation spatiale 59
5.3.1.2 Mise en place de l'éprouvette 59
5.3.1.3 Cinématique 60

Déplacement horizontal 60
Déplacement vertical 61
Mesure des déplacements 61
5.3.1.4 Efforts 61
Efforts normal et tangentiel 61
Mesure des efforts 61
Pilotage de l'effort normal 61
Remarques sur les contraintes au niveau de l'interface 62
5.3.1.5 Electronique de pilotage et de mesure 62
Description 62
Instabilités 63
5.3.1.6 Bilan sur les incertitudes 63

5.4 Fabrication des éprouvettes de glace et des plaques de béton 63
5.4.1 La glace 63
5.4.1.1 Géométrie de l'éprouvette 63
5.4.1.2 Fabrication de la glace 64
5.4.1.3 Usinage de l'éprouvette 65
5.4.2 Les plaques de béton 65
5.4.2.1 Reproductibilité de la rugosité de surface 65
5.4.2.2 Composition du mortier et réalisation des plaques 66

5.5 Mesure et suivi de la rugosité de la surface de béton 67
5.5.1 Choix d'une mesure de la rugosité 67
5.5.2 Rugosimètre 67
5.5.3 Rugosité moyenne d'une plaque, suivi de profil 67
5.5.4 Incertitudes sur la mesure de R_a 68

5.6 Observations optiques 69
5.6.1 Observation à l'œil nu 69
5.6.2 Microscopie en réflexion 69
5.6.3 Microscopie en transmission 69
5.6.4 Coupes de la surface de la glace 69
5.6.5 Lames minces 69

5.7 Protocole expérimental 70
5.7.1 Types d'essais réalisés 70
5.7.1.1 Essais sous charge normale constante (CNC) 70
Objectif 70
Principe 71
5.7.1.2 Essais sous charge normale variable par palier (CNVP) 71
Objectif 71
Principe (cf. Figure 5.14) 71
5.7.2 Description récapitulative de l'essai complet 72
5.7.2.1 Avant l'essai 72
5.7.2.2 Pendant l'essai 72
5.7.2.3 Après l'essai 72

5.8 Conclusion 72

Chapitre 6 : RESULTATS EXPERIMENTAUX 75

6.1 Introduction 75

6.2 Programme d'essais 76
6.2.1 Essais CNC 76
6.2.2 Essais CNVP 78
6.2.3 Durée des essais 78
6.2.4 Problèmes spécifiques aux essais CNVP 78

6.3 Précision et reproductibilité des mesures 79

6.4 Les différentes phases d'un essai 81
6.4.1 Début de l'essai 81
6.4.1.1 Mise en charge 81
6.4.1.2 Début du déplacement 83
6.4.2 Evolution de l'effort tangentiel au cours d'un demi-cycle 83
6.4.2.1 Début du demi-cycle : pic de collage 83
6.4.2.2 Evolution du frottement au cours d'un demi-cycle 84
6.4.2.3 Stick-slip 85
6.4.3 Evolution du frottement au cours des cycles 86
6.4.3.1 Essais CNC 86
6.4.3.2 Retour sur les essais CNVP 86

6.5 Traitements des données et résultats 87
6.5.1 Essais CNC 87
6.5.1.1 Paramètres caractéristiques retenus 87
Coefficients de frottement initial et final 87
Déplacements normaux initial et final 87
6.5.1.2 Calcul des paramètres caractéristiques 87
6.5.2 Essai CNVP 88
6.5.3 Résultats 88
6.5.3.1 Essais CNC 88
6.5.3.2 Essais CNVP 90

6.6 Conclusion 92

Chapitre 7 : USURE DES PLAQUES DE BETON 93

7.1 Introduction 93

7.2 Qualité du suivi de profil 94

7.3 Evolution des profils essai après essai 96
7.3.1 Observation des plaques 96
7.3.2 Suivi de profils 96
7.3.2.1 Histoire des plaques étudiées 96
7.3.2.2 Evolution des profils essai après essai 101
7.3.2.3 Evolution de la rugosité des plaques 102

7.4 Conclusion 103

Chapitre 8 : MECANISMES DE DEFORMATION INTERFACIALE DE LA GLACE 105

8.1 Introduction 105

8.2 Observations réalisées 106
8.2.1 Remarques préliminaires 106
8.2.2 Bilan des observations 106

8.3 Mécanismes de déformation de la glace dans le contact 107
8.3.1 Observations 107
8.3.1.1 Déformation viscoplastique 107
8.3.1.2 Recristallisation 108
8.3.1.3 Glissement aux joints de grains 108
8.3.1.4 Microfissuration 108
8.3.1.5 Macrofissuration 109
8.3.2 Influence de l'orientation des grains 109
8.3.3 Influence des paramètres d'essai 110

8.4 Conclusion 110

Chapitre 9 : ANALYSES DES RESULTATS 125

9.1 Introduction 125

9.2 Comparaison avec les résultats de la bibliographie 126
9.2.1 Peu d'études similaires 126
9.2.1.1 Barnes et al. (1971) 126
9.2.1.2 Budd et al. (1979) 126
9.2.1.3 Tabata et Tusima (1981) 126
9.2.1.4 Saeki et al. (1986) 126
9.2.1.5 Shapiro et Metzner (1987) 127
9.2.2 Comparaison des résultats 127
9.2.3 Bilan 128

9.3 Différences entre les essais CNC et les essais CNVP 129
9.3.1 Différences observées 129
9.3.2 Conclusion sur l'utilisation des essais CNC et CNVP 129

9.4 Influence des paramètres d'essai sur le coefficient de frottement final 132
9.4.1 Influence de la charge normale 132
9.4.1.1 Comportement observé 132
9.4.1.2 Discussion 134
9.4.2 Influence de la vitesse d'entraînement 136
9.4.2.1 Comportement observé 136
9.4.2.2 Discussion 136
9.4.3 Influence de la rugosité 137
9.4.3.1 Comportement observé 137
9.4.3.2 Discussion 141
9.4.4 Ajustement des données 143
9.4.4.1 Choix de la fonction d'ajustement 143
9.4.4.2 Détermination des paramètres de la fonction d'ajustement 143

9.5 Coefficient de frottement initial 143
9.5.1 Comportement observé 143
9.5.2 Ajustement des données 144

9.6 Déplacement normal 146

9.7 Conclusion 147

Chapitre 10 : APPROCHE THEORIQUE 149

10.1 Introduction 149

10.2 Principes généraux 150
10.2.1 Modélisation du relief de la plaque 150
10.2.2 Modélisation du contact glace-béton 150
10.2.3 Choix des paramètres 151
10.2.3.1 Définitions des conditions de contact 151
10.2.3.2 Paramètre d'état du contact 152
10.2.4 Modélisation des forces élémentaires s'exerçant à l'interface 152
10.2.4.1 Modélisation du comportement des matériaux 152
10.2.4.2 Forces élémentaires (notation) 152
10.2.4.3 Portance et traînée 152
10.2.5 Estimation de la contrainte normale 153

10.3 Modèle 1 : reliefs triangulaires 155
10.3.1 Portance et traînée 155
10.3.2 Enfoncement de l'aspérité dans la glace 156
10.3.3 Expression du coefficient de frottement 157
10.3.4 Discussion 158

10.4 Modèle 2 : reliefs triangulaires tronqués 158
10.4.1 Portance et traînée 158
10.4.2 Expression du coefficient de frottement 159
10.4.3 Résultats et discussion 160

10.5 Modèle 3 : reliefs semi-circulaires 162
10.5.1 portance et traînée 163
10.5.2 Expression du coefficient de frottement 163
10.5.3 Remarque 163
10.5.4 Résultats et discussion 164
10.5.4.1 Choix des variables d'ajustement 164
10.5.4.2 Résultats 164
10.5.4.3 Discussion 167

10.6 Conclusion 168

Chapitre 11 : CONCLUSION 171

11.1 Objectif de l'étude 171

11.2 Méthodologie et résultats 172

11.3 Approche théorique 173

11.4 Perspectives 173

Références bibliographiques 175

Table des matières 183

Résumé

Dans les régions polaires, les ouvrages de génie civil subissent l'effet de la dérive des glaces. Celle-ci génère des sollicitations dynamiques contrôlées en partie par le frottement glace-structure.
Des essais de frottement cycliques glace-béton ont été réalisés à -10°C, avec une boîte de cisaillement direct, pour différentes conditions de contact (contraintes normales de 25 à 800 kPa ; vitesses de 0,1 à 10 $mm.min^{-1}$; rugosité de la surface de béton de 0 à 0,55 mm). Des observations optiques de la glace et des mesures de suivi de la topographie de la surface de béton complètent ces essais.
Ceux-ci montrent une augmentation du coefficient de frottement glace-béton au cours du temps, conséquence de la maturation du contact gouvernée par la déformation viscoplastique de la glace. Les résultats ont permis de formuler des lois d'interfaces définissant le coefficient de frottement en fonction des conditions de contact.
Les observations optiques ont permis de caractériser les mécanismes physiques mis en jeu dans la glace au niveau de l'interface : déformation viscoplastique, adhérence, recristallisation, glissement aux joints de grains, micro et macrofissuration. La déformation viscoplastique et l'adhérence apparaissent comme les principaux responsables du comportement au frottement observé.
Le suivi de la topographie de la surface de béton a permis de mettre en évidence l'usure du béton et d'en quantifier le taux.
Une étude théorique du frottement complète ce travail expérimental. Elle prend en compte la déformation viscoplastique de la glace et l'adhérence glace-béton dans un modèle bidimensionnel de l'interface. Ce modèle rend compte convenablement des observations expérimentales et confirme le rôle de la déformation viscoplastique de la glace, qui crée un phénomène de portance limitant la pénétration des aspérités dans la glace, et celui de l'adhérence glace-béton. Il montre par ailleurs l'influence de la topographie de la plaque sur le frottement.

Mots clefs : frottement, coefficient de frottement, glace, béton, structure, boîte de cisaillement, rugosité, viscoplasticité, adhérence, usure, interface, micromécanismes, lois, modèle.

Abstract

Offshore structures constructed in polar regions are exposed to the drift of ice which generates dynamic loads at the ice-structure interface. The intensity and the frequency of these loads are partially controlled by ice-structure friction.
Cyclic friction tests between laboratory grown columnar ice and concrete plates were performed by using a direct shear box apparatus at -10°C. The contact conditions varied in the following ranges : normal stress from 25 to 800 kPa , pulling speed from 0.1 to 10 $mm.min^{-1}$, average roughness from 0 to 0.55 mm. Optical observations of the ice surface and measurements of the topography of the concrete plate were performed after the tests.
Our experimental results show the increase of friction with time, attributed to the maturation of the contact interface due to the viscoplastic deformation of ice. Friction laws are formulated which give the dependence of the initial and final friction coefficients on the conditions of contact.
The optical observations show the micro-mechanisms involved at the ice-plate contact. They are as follows : viscoplastic deformation, adhesion, recrystallisation, grain boundary sliding, micro and macro-cracking. Viscoplasticity and adhesion appear as the main mechanisms responsible for the observed friction behaviour.
Measurements of the plate surface topography allowed to follow the evolution of the plate surface after each test. This underlines the wear process and leads to the quantification of the concrete wear rate.
A theoretical study of friction completes the experimental work. It consists of a two-dimensional modelling of the contact problem. Viscoplasticity of ice and the ice-concrete adhesion are taken into account to calculate the friction coefficient. Despite the simplicity of the model, its results are consistent with the experimental results. The roles of viscoplasticity and of the ice-concrete adhesion are confirmed. The influence of the plate topography on friction is also shown.

Key words : friction, friction coefficient, ice, concrete, structure, direct shear-box, roughness, viscoplasticity, adhesion, wear, interface, micro-mechanisms, behaviour law, model.

BIBLIOTHÈQUE SCIENCES GRENOBLE UNIVERSITAIRE