

N° d'ordre : 06-46

THÈSE EN COTUTELLE PRÉSENTÉE A
L'UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES
ET DU HAINAUT-CAMBRÉSIS
EN VUE DE L'OBTENTION DES GRADES DE
DOCTEUR EN GÉNIE MÉCANIQUE ET
DOUTOR EM ENGENHARIA MECANICA
PAR: Sébastien GRÉGOIRE



Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia

FEUP



Departamento de Engenharia
Mecânica e Gestão Industrial

**Identification du coefficient de transfert de
chaleur à l'interface verre/outils de formage et
prise en compte dans la modélisation par
Eléments Finis des procédés de formage de verre**

Soutenue le jeudi 21 décembre 2006

Devant le jury composé de :

Rapporteurs :

Monsieur António Joaquim MENDES FERREIRA

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Monsieur Philippe HIVART

Maître de Conférences Habilité à l'Université d'Artois

Examineurs :

Monsieur Antonio TORRES MARQUES

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Directeur du DEMEGI

Monsieur Eric MARKIEWICZ

Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Directeur du LAMIH

Monsieur José Manuel DE ALMEIDA CESAR DE SA

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Co-Directeur de Thèse

Monsieur Dominique LOCHEGNIES

Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Directeur de Thèse

Monsieur Philippe MOREAU

Ingénieur de Recherche au LAMIH

Invités :

Monsieur Bruno BOGAERT

Directeur d'Usine, VERRERIES DU COURVAL, France

Monsieur Hugues VIVIER

Directeur R&D, Société SOGELUB SPECIAL LUBRICANTS, Belgique

N° d'ordre : 06-46

THÈSE EN COTUTELLE PRÉSENTÉE A
L'UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES
ET DU HAINAUT-CAMBRÉSIS
EN VUE DE L'OBTENTION DES GRADES DE
DOCTEUR EN GÉNIE MÉCANIQUE ET
DOUTOR EM ENGENHARIA MECANICA
PAR: **Sébastien GRÉGOIRE**



Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia

FEUP

DEMEGI

Departamento de Engenharia
Mecânica e Gestão Industrial

**Identification du coefficient de transfert de
chaleur à l'interface verre/outils de formage et
prise en compte dans la modélisation par
Eléments Finis des procédés de formage de verre**

Soutenue le jeudi 21 décembre 2006

Devant le jury composé de :

Rapporteurs :

Monsieur António Joaquim MENDES FERREIRA

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Monsieur Philippe HIVART

Maître de Conférences Habilité à l'Université d'Artois

Examineurs :

Monsieur Antonio TORRES MARQUES

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Directeur du DEMEGI

Monsieur Eric MARKIEWICZ

Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Directeur du LAMIH

Monsieur José Manuel DE ALMEIDA CESAR DE SA

Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Co-Directeur de Thèse

Monsieur Dominique LOCHEGNIES

Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Directeur de Thèse

Monsieur Philippe MOREAU

Ingénieur de Recherche au LAMIH

Invités :

Monsieur Bruno BOGAERT

Directeur d'Usine, VERRERIES DU COURVAL, France

Monsieur Hugues VIVIER

Directeur R&D, Société SOGELUB SPECIAL LUBRICANTS, Belgique

LOTE

196

621(043)/GRE 1 / IDE

Universidade do Porto
Faculdade de Engenharia
Biblioteca " "
22690
10 1 4 1200 7

A Isabelle,
à mes parents,
à ma famille,

...

Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été menés :

- au Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH) de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis (UVHC), France.
- au Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (DEMEGI), de la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal.

Je tiens à remercier vivement les organismes et les personnes ayant contribué à mener à bien ces travaux:

- Le Département Ingénierie du C.N.R.S., et son Directeur Monsieur Pierre GUILLON,
- Le Ministère de l'Enseignement et de la Recherche,
- Le Ministério da Ciência e do Ensino Superior,
- La Région Nord-Pas-de-Calais, représentée par son Président Monsieur Daniel PERCHERON,
- L'Instituto de Engenharia Mecânica (IDMEC) représenté par son Président Monsieur le Professeur António Augusto FERNANDES,
- Monsieur le Professeur Eric MARKIEWICZ, Directeur du Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines, et Monsieur le Professeur António TORRES MARQUES, Directeur du Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, de la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), pour m'avoir permis de réaliser ces travaux et pour avoir accepté de participer à ce jury,
- Monsieur Dominique LOCHEGNIES, Professeur à l'Université de Valenciennes, pour m'avoir accueilli dans l'équipe Grande Déformations et Mise en forme, pour m'avoir proposé ce sujet, pour son suivi pointilleux et pour m'avoir fait profiter de ses lumières,
- Monsieur José Manuel DE ALMEIDA CESAR DE SA, Professeur à l'Université de Porto, pour m'avoir accueilli dans son équipe, pour son aide et ses conseils et pour les démarches qu'il a faites pour faciliter mon installation à Porto. Vive le FCP !
- Monsieur Philippe MOREAU, Ingénieur Recherche au Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines, pour son aide, pour ses conseils avisés et pour sa patience,
- Monsieur António Joaquim MENDES FERREIRA, Professeur à la Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto et Monsieur Philippe HIVART, Maître de Conférences Habilité à l'Université d'Artois, pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce mémoire,
- Monsieur Hugues VIVIER, Directeur R&D de la Société SOGELUB SPECIAL LUBRICANTS et Monsieur Bruno BOGAERT, Directeur des VERRERIES DU COURVAL, pour avoir participé à ce jury,
- Messieurs Alain NOEL, Thierry GARCON, Bruno LAURENT et pour leur travail technique. Mais que l'on a eu chaud, n'est-ce pas, Alain ? !,
- Mesdames Catherine FOUCART et Marie DESSAINT, secrétaires au Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines pour leur travail administratif,

- Senhora Maria Fernanda MARTINS PASSOS GRANDÃO BARBOSA, secretária na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pelo seu auxílio administrativo, muito obrigado pelo seu bom modo e pelas discussões que melhoraram o meu inglês,
- Séverine, Eric, Fahmi, Frédéric, Giovanni, Julien, Olivier, Rémi, Romuald, et les Sylvain, mes collègues au Laboratoire pour l'aide qu'ils m'ont apportée à un moment ou à un autre au cours de ces quatre années,
- CAÍ Zheng, my office's colleague in Porto, we had very interesting discussions during my stays, thanks for having made me discover Porto and its surroundings,
- Nabil LAMIA, mon colocataire lors de mes déplacements à Porto, pour son inamovible bonne humeur,
- Mes partenaires de badminton – Bruno, Christophe, Franck, Philippe et Thierry – pour les parties acharnées que nous avons faites, merci de m'avoir souvent laissé gagner !,
- Messieurs et Mesdames les Professeurs de l'Université de Porto et en particulier Catarina, Luísa, António, Carlos, Francisco, José, Natal, Rui et ceux que j'aurais pu oublier pour leur accueil chaleureux,
- Isabelle et Perle pour leur efforts (parfois vains) et leurs coups de gueule afin que nous ayons de bonnes conditions de travail.

Sommaire

Sommaire	4
Symboles et notations	6
Introduction	9
CH I. Identification du coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface verre/outils de formage	
Introduction	16
I.1 Le dispositif expérimental	
I.1.a Mise en place de l'essai expérimental et identification de h_c	17
I.1.b Détermination de la carte des températures du verre et du poinçon juste avant la mise en contact	21
I.1.c Recherche de la position optimale des thermocouples	26
I.2 Etude de l'influence des paramètres de formage	
I.2.a Mise en place du protocole expérimental	29
I.2.b Etude de l'influence de la lubrification	31
I.2.c Etude de l'influence du matériau et de la température initiale du poinçon	36
Conclusions	39
CH II. Intégration de coefficients de transfert de chaleur h_c évolutifs dans Abaqus	
Introduction	41
II.1 Développement de l'élément de contact	
II.1.a Formulation Eléments Finis du transfert thermique entre deux corps	41
II.1.b Développements spécifiques dans Abaqus pour intégrer l'élément de contact	43
II.1.c Démarche de création des éléments de contact	47
II.2 Validation de la prise en compte du transfert thermique par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact	
II.2.a Validation du transfert thermique en régime stationnaire	49
II.2.b Etude de l'influence du maillage sur le transfert thermique	51
II.2.c Validation du transfert thermique dans le cas d'un contact évolutif	56
Conclusions	57
CH III. Application à la modélisation de procédés de formage de verre	
Introduction	59
III.1 Modélisation soufflé-soufflé d'un flacon de parfum	
III.1.a Présentation du modèle Eléments Finis thermomécanique	59
III.1.b Analyse du premier soufflage sans lubrification	61
III.1.c Analyse de l'impact de la lubrification	63
III.2 Modélisation pressé-soufflé d'une flûte de Champagne	
III.2.a Modèle Eléments Finis	65
III.2.b Analyse du pressage sans lubrification	67
III.2.c Analyse de l'impact de la lubrification	69
Conclusions	71

Conclusions et perspectives	72
Références bibliographiques	75
Annexe A : Modélisation 1D Différences Finies de la mise en contact verre/poinçon	80
Annexe B : Méthode inverse	85
Annexe C : Propriétés matérielles	87
Annexe D : Calcul de la taille des éléments autour de l'interface de contact	90
Annexe E : Essais expérimentaux dans les conditions du procédé soufflé-soufflé	91
Annexe F : Essais expérimentaux dans les conditions du procédé pressé-soufflé	105
Annexe G : Fichiers de la subroutine UEL et de la subroutine URDFIL	118
Annexe H : Fichier de données d'une modélisation thermomécanique avec l'élément de contact	127

Symboles et notations

Coefficients de transfert de chaleur et différences de température :

h_c :	dénomination générale utilisée pour le coefficient de transfert de chaleur,
$h_{\text{sans Lub}}$:	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon FGS à 430 °C / sans lub. / 0,2 b ou 2,0 b,
h_{Lub1} :	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon FGS à 430 °C / Lub1 / 0,2 b ou 2,0 b,
h_{Lub2} :	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon FGS à 430 °C / Lub2 / 0,2 b ou 2,0 b,
h_{FGL} :	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon FGL à 430 °C / Lub1 / 2,0 b,
h_{XC38} :	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon XC38 à 430 °C / Lub1 / 2,0 b,
$h_{\text{Lub1 350 °C}}$:	h_c obtenu par l'essai : verre blanc / poinçon FGS à 350 °C / Lub1 / 2,0 b,
ΔT :	différence de température calculée avec le modèle 1D Différences Finies entre $T(t)$ la température au temps t et $T(t = 0 \text{ s})$ la température à l'instant du contact,
$\Delta T_{\text{sans Lub}}$:	ΔT calculée avec $h_{\text{sans Lub}}$,
$\Delta T_{\text{avec Lub}}$:	ΔT calculée avec h_{Lub1} ou h_{Lub2} ,
$\Delta T_{\text{poinçon}}$:	ΔT calculée avec h_{FGL} ou h_{XC38} ,
ΔT_{Lub1} :	ΔT calculée avec h_{Lub1} ,
$\Delta T_{\text{Lub1 350 °C}}$:	ΔT calculée avec $h_{\text{Lub1 350 °C}}$.

Modélisation Différences Finies :

Δx :	pas de discrétisation pour le modèle 1D Différences Finies,
Δt :	pas de temps pour le calcul Différences Finies,
n :	nombre de nœuds du verre,
m :	nombre de nœuds du poinçon,
n_{int} :	label du nœud de l'interface dans le cadre du contact parfait,
T_0 :	température initiale du verre ou du poinçon pour le modèle 1D Différences Finies,
V :	volume d'épaisseur Δx centré autour d'un nœud du modèle 1D Différences Finies,
S :	surface d'échange thermique entre deux nœuds du modèle 1D Différences Finies,
F_0 :	nombre de Fourier.
$\mathbf{T}$:	vecteur des températures des nœuds du modèle 1D Différences Finies
$\mathbf{A}$:	matrice contenant les coefficients des Equations algébriques du modèle 1D Différences Finies
$\mathbf{B}$:	vecteur contenant les coefficients des Equations algébriques du modèle 1D Différences Finies

Méthode inverse :

E :	fonction erreur.
T^{exp} :	température expérimentale.
T^{DF} :	température issue du modèle 1D Différences Finies.
M :	nombre de mesures de températures.
N :	nombre de paramètres pour l'identification.
λ :	paramètre de Levenberg-Marquardt.
S_h :	coefficient de sensibilité.
J :	matrice jacobienne.

r : résidu d'optimisation,
 I : matrice identité.

Paramètres matériaux :

k : conductivité thermique,
 k_1 : conductivité thermique relative au Corps 1,
 k_2 : conductivité thermique relative au Corps 2,
 k_v : conductivité thermique du verre,
 k_p : conductivité thermique poinçon,
 ρ : masse volumique,
 ρ_1 : masse volumique relative au Corps 1,
 ρ_2 : masse volumique relative au Corps 2,
 ρ_v : masse volumique du verre,
 ρ_p : masse volumique du poinçon,
 C : chaleur spécifique,
 C_1 : chaleur spécifique relative au Corps 1,
 C_2 : chaleur spécifique relative au Corps 2,
 C_v : chaleur spécifique du verre,
 C_p : chaleur spécifique du poinçon.

Paramètres procédé :

h : coefficient de convection avec l'air
 T_∞ : température de l'air ambiant
 P : pression de contact.

Système de coordonnées :

xOz : plan dans le repère (O, x, y, z),
 yOz : plan dans le repère (O, x, y, z),
 R : Axe R,
 r : coordonnée suivant l'axe R,
 X : Axe X,
 x : coordonnée suivant l'axe X,
 Y : Axe Y,
 y : coordonnée suivant l'axe Y,
 Z : Axe Z,
 z : coordonnée suivant l'axe Z,
 ξ : Axe ξ dans le repère naturel de l'élément de contact.

Elément de contact

h_c^A : h_c au nœud A de l'élément de contact,
 h_c^B : h_c au nœud B de l'élément de contact,
 Ω_1 : corps référencé Ω_1 ,
 Ω_2 : corps référencé Ω_2 .

Γ_1 :	surface de contact entre les corps Ω_1 et Ω_2 ,
Γ_1^e :	surface engendrée par l'élément de contact,
n_1 :	normale à la surface Γ_1 ,
C^e :	matrice élémentaire de capacité thermique,
K^e :	matrice élémentaire de rigidité thermique,
Q^e :	vecteur chargement thermique élémentaire,
K_{conv}^e :	matrice de rigidité thermique de l'élément de contact,
Q_{conv}^e :	vecteur chargement thermique appliqué sur l'élément de contact,
T^e :	vecteur température des nœuds de l'élément de contact,
T_2 :	température au point de contact d'un des nœuds de l'élément de contact,
T_2^A :	température au point de contact du nœud A de l'élément de contact,
T_2^B :	température au point de contact du nœud B de l'élément de contact,
N :	matrice d'interpolation,
N_A :	fonction de forme au nœud A de l'élément de contact,
N_B :	fonction de forme au nœud B de l'élément de contact,
r_A :	coordonnée suivant l'axe R du nœud A de l'élément de contact,
r_B :	coordonnée suivant l'axe R du nœud B de l'élément de contact,
z_A :	coordonnée suivant l'axe Z du nœud A de l'élément de contact,
z_B :	coordonnée suivant l'axe Z du nœud B de l'élément de contact,
L_{AB} :	longueur de l'élément de contact,
r :	distance à l'axe Z de la longueur élémentaire dL .

Introduction

L'industrie verrière offre une gamme diversifiée de produits répartis dans cinq secteurs d'activité : le verre plat (verre à vitre, verre automobile...), le verre d'emballage (flaconnage, bouteille...), le verre à main (verre de table, cristal...), le verre technique (écrans de téléviseurs, verres optiques...) et les fibres (isolation, composite...). En 2003, selon les données du Service des Etudes et des Statistiques Industrielles [SES 03], la France a produit 5500 kt de produits verriers dont 4000 kt de verre creux (bouteilles, flacons, pots, bocaux...). Comme leurs homologues internationales, les entreprises françaises ne dérogent pas aux règles de productivité/compétitivité dictées par les lois du marché : produire plus vite et moins cher. La production artisanale, où le savoir-faire de l'homme permet de façonner le verre manuellement, est devenue marginale et réservée aux produits hauts de gamme. Les industriels s'appuient désormais sur des modes de fabrication entièrement mécanisés et automatisés. Bien que cette automatisation se soit accompagnée d'une importante augmentation des volumes produits et d'une diminution des coûts de revient, des problèmes de mise au point de procédé apparaissent. La phase de démarrage de la production nécessite le réglage de différents paramètres de formage. Le choix des températures adéquates pour le verre et les outils de formage, des pressions de soufflage ou des temps de formage requiert une longue phase d'essais.

Pour remédier à cette perte de temps et donc d'argent, les industriels ont recours actuellement aux simulations numériques de leurs procédés de formage nécessitant la connaissance de nombreux paramètres comme les températures initiales du verre et des outils de formage, la pression de formage, les propriétés thermomécaniques des matériaux. La connaissance de l'échange de chaleur entre le verre et les outils de formage est, en pratique comme en modélisation, primordiale. Cet échange est représenté par le coefficient de transfert de chaleur h_c qui caractérise thermiquement la mince couche entre le verre et les outils de formage, composée d'air et de produits de combustion issus de la lubrification [PCH 85]. L'évolution de cette couche et donc celle de h_c va dépendre :

- de la température du verre et des outils de formage au moment de la mise en contact,
- des propriétés thermiques des matériaux,
- de la pression de contact,
- de la présence de lubrifiant.

L'évolution classique de h_c lors de la mise en contact verre/outil comporte deux phases : une phase de forte décroissance puis une phase de stabilisation (Figure 1). Dès les premiers instants de la mise en contact, le verre, à haute température (donc visqueux) épouse parfaitement la surface de l'outil [MCG 73]. L'épaisseur de la couche entre le verre et l'outil est alors minimale et h_c est maximal (Figure 1). D'après les travaux de Fellows et Al. [FEL 78], la valeur h_c , obtenue par la mise en contact d'un verre sodo-calcique à 1077 °C et d'un poinçon en AISI316 à 350 °C à la pression de contact de 0.88 b, est de l'ordre de 5500 W.m⁻².°C⁻¹ à l'instant de la mise en contact. Par la suite, la surface du verre se refroidit très rapidement et la surface de l'outil s'échauffe. Deux phénomènes apparaissent : la contraction de la surface du verre et la dilatation de la surface de l'outil. La conjugaison de ces deux phénomènes entraîne une augmentation de l'épaisseur de la couche à l'interface, ce qui se traduit par une très forte décroissance de h_c pendant la première seconde du contact. A partir de cet instant, les températures en surface de verre et en surface d'outil tendent à se stabiliser : l'épaisseur de la couche n'évolue plus. h_c est ainsi quasi-constant sur la période [1 s ; 4 s] (Figure 1) autour de 1900 W.m⁻².°C⁻¹ d'après Fellows et Al. [FEL 78].

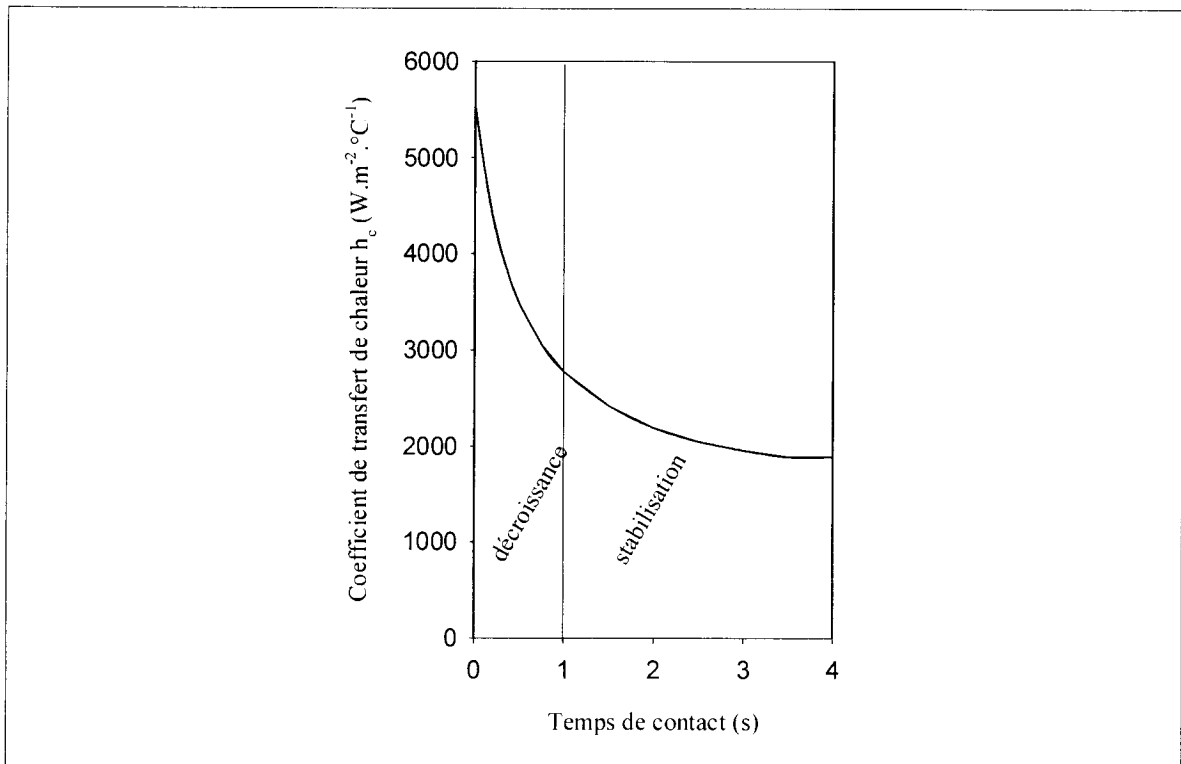


Figure 1 : Evolution du coefficient de transfert de chaleur h_c obtenue par Fellows et Al. [FEL 78] lors de la mise en contact d'un verre sodo-calcique et d'un poinçon en acier AISI316 respectivement à une température initiale de 1077 °C et 340 °C pour une pression de contact de 0,88 b.

La suite de cette introduction se décompose en deux parties : un état de l'art sur les méthodes pour déterminer h_c à l'interface de deux corps et un état de l'art concernant son intégration dans les codes de calculs.

Dans la littérature, deux méthodes permettent d'obtenir h_c à l'interface verre/métal ou métal/métal. La première méthode consiste à développer un modèle analytique de calcul de h_c . La seconde méthode consiste à mettre en place un essai expérimental pendant lequel des mesures de températures sont effectuées afin d'identifier h_c à l'aide d'un modèle numérique.

La première méthode, celle du modèle analytique, est utilisée par Pchelyakov et Al. [PCH 85] pour obtenir h_c à l'interface verre/métal. Ils considèrent que h_c peut-être calculé par le rapport entre la conductivité thermique et l'épaisseur de la couche à l'interface. La loi mathématique formulée permet de prendre en compte les effets de la pression de contact, de la viscosité du verre ou de la rugosité moyenne de la surface de l'outil métallique dans le calcul de la valeur h_c . Dans le cadre du contact entre deux corps métallique, Wilson et Al. [WIL 04] ont également utilisé un modèle analytique prenant en compte les conductivités thermiques des corps en contact et la surface des aspérités de ces corps dans le calcul du coefficient de transfert de chaleur h_c . Wriggers et Miehe [WRI 94] utilisent un modèle plus complet incluant des paramètres comme la dureté Vickers, la rugosité moyenne des corps et la pression de contact pour déterminer h_c à l'interface métal/métal.

La seconde méthode pour caractériser l'évolution de h_c consiste à mettre au point un essai expérimental en laboratoire ou en milieu industriel. Fellows et Shaw [FEL 78] ont développé un dispositif en laboratoire permettant de souffler un verre sodo-calcique sur un poinçon métallique en AISI316. Les évolutions de h_c sont obtenues pour différentes températures de poinçon (de 42 °C à

545 °C) et pour différentes pressions de contact (de 0,2 b à 4,0 b). Plus récemment, Hühne et Al. [HÖH 03] ont testé l'influence du type de verre (blanc, ambre et opaque) et du matériau du poinçon (fonte et acier) sur h_c et sur les évolutions des températures en surface de verre et de poinçon. L'essai en laboratoire de Loulou et Al. permet de réaliser la mise en contact d'une pastille de verre contenue dans un creuset avec un poinçon métallique dont les déplacements sont pilotés par des vérins pneumatiques [LOU 99]. Mérour a déterminé h_c à l'interface verre/métal dans des conditions industrielles, en mettant au point un dispositif basé sur l'instrumentation d'un moule de production de bouteilles de vin [MER 95]. Dans le cadre du contact métal/métal, l'essai en laboratoire mis au point par Marchand et Al. permet une estimation de h_c à l'interface de deux lopins en cuivre en fonction de la pression de contact et de la rugosité moyenne des surfaces en contact [MAR 98]. L'approche expérimentale proposée par Rosochowska et Al. [ROS 02] est différente de l'approche de Marchand et Al. [MAR 98]. L'insertion d'un troisième corps en acier Ma8 entre deux lopins en acier N1019 permet de reproduire en laboratoire la pratique industrielle du forgeage ou de l'emboutissage. Les valeurs h_c sont obtenues à l'interface métal/métal pour différentes pressions de contact et pour différentes températures de lopins.

Lors des essais expérimentaux, les évolutions de température dans les corps en contact sont mesurées à l'aide de thermocouples. Le choix des thermocouples et leur position dans les corps sont des critères importants pour l'exactitude et la fiabilité des mesures expérimentales de températures. Pour la gamme des températures et pour les gradients thermiques à mesurer (parfois jusqu'à 150 °C par seconde), des thermocouples de type K – chromel/alumel – ayant un faible diamètre sont à adopter [SHE 80, VIG 04] et il est préférable de les positionner à proximité de l'interface de contact [NSH 94]. Fellows et Al. [FEL 78] ou Shetterly et Huff [SHE 80] positionnent des thermocouples K directement sur la surface de contact du moule. D'autres préfèrent les positionner dans les pièces à mesurer à des profondeurs comprises entre 0,5 mm et 8,0 mm de l'interface de contact [MER 95, HÖH 03]. Pour une qualité de mesure de température accrue, Boutonnet soude par décharge capacitive sur ses lopins, deux fils – chromel/alumel – d'un diamètre de 50 µm [BOU 98].

En parallèle des essais expérimentaux et de la mise en place d'une mesure adéquate des températures, des modèles numériques représentant d'un point de vue théorique la mise en contact expérimentale verre/métal ou métal/métal sont développés. Ces modèles peuvent être des modèles :

- classiques en conduction de la chaleur [FEL 78],
- en conduction thermique instationnaire utilisant la méthode des Différences Finies [BOU 98, MAR 01],
- utilisant une approche CFD (Computational Fluid Dynamics) [HÖH 03].

Lors de la mise en œuvre de ce dernier modèle, certains auteurs ont pris en compte le rayonnement interne du verre à l'aide du modèle du type DOM : Discrète Ordinates Model. D'autres modèles, comme l'approximation de Rosseland, permettent aussi la prise en compte du rayonnement du verre. Mais l'intégration du rayonnement dans les modèles numériques est complexe à mettre en œuvre et engendre une augmentation des temps de calcul [SIE 05].

Après mise en place de l'essai expérimental et du modèle numérique représentant cet essai, h_c est alors identifié à l'interface verre /métal ou à l'interface métal/métal à l'aide de méthodes inverses par minimisation de fonctionnelle ou à l'aide de méthodes inverses en conduction de la chaleur. La méthode inverse par minimisation de fonctionnelle a pour but la détermination de l'évolution h_c en réalisant le recalage entre les évolutions expérimentales de température issues des thermocouples et les évolutions de température issues du modèle numérique de l'essai [MAL 94, MAR 01]. Les méthodes

inverses en conduction de la chaleur sont du type méthode de retour vers la surface [MER 95, BOU 98, BOU 00]. A partir des relevés de température issus de thermocouples positionnés dans les corps en contact, la température en tout point de ces corps est calculée avec le modèle numérique. Les flux de chaleur en surface sont alors déterminés et la valeur h_c déduite.

Dans le cadre du contact verre/métal, l'essai en milieu industriel est préférable à l'essai en laboratoire car les conditions réelles de contact sont présentes et l'identification conduit à des valeurs de h_c représentatives du procédé industriel de formage de verre considéré. Par contre, comme l'a précisé Mérour, l'identification de h_c est rendue difficile par la méconnaissance de la carte des températures du verre au moment de la mise en contact [MER 95]. En effet, celui-ci a déjà subi un refroidissement lors de phases de transfert ou lors d'une opération de formage précédente. La détermination de cette carte est dès lors plus complexe. Par contre, pour des essais en laboratoire, les phases de transfert et par conséquent le refroidissement du verre, préalables à la mise en contact du verre et du métal sont limitées. La carte de température du verre avant mise en contact peut être par conséquent plus aisément déterminée au moyen d'une modélisation thermique [LOU 99]. Ces essais en laboratoire constituent donc la méthode la plus efficace pour déterminer h_c à l'interface verre/métal. Cependant, les évolutions h_c identifiées sont obtenues dans des situations qui ne sont pas toujours représentatives de situations industrielles en terme de pressions de contact et de températures. En effet, dans la pratique, lors d'une opération de pressage de verre, les pressions de contact peuvent atteindre des niveaux de 40 b [NOI 96] et les températures des outils sont dans la gamme [350 °C ; 500 °C] [LI 01]. De plus, selon notre connaissance de l'état de l'art, aucune évolution de h_c n'a été identifiée pour une interface de contact verre/métal lubrifiée alors que dans l'industrie, les lubrifiants sont très largement employés car ils permettent de :

- limiter l'échange thermique entre le verre et les outils de formage,
- diminuer le frottement entre le verre et les outils de formage pour faciliter les opérations de chargement et de démoulage du verre,
- limiter le risque de collage entre le verre et les outils de formage par la limitation de l'échauffement de ces derniers [FAL 97, TOW 99, PAH 03].

La seconde partie de cet état de l'art est d'abord centrée sur la prise en compte du contact entre deux corps, d'un point de vue thermique, lors de simulations Eléments Finis, puis sur l'intégration de valeurs h_c lors de ces simulations.

Dans la littérature, certains auteurs, comme Feulvarch et Al., considèrent dans une première approche qu'un modèle adiabatique, dans lequel le transfert thermique entre le verre et le moule n'est pas pris en compte, est suffisant pour la simulation de mise en forme [FEU 05].

D'autres considèrent que le contact thermique entre deux corps est parfait. La méthode consiste à définir ces deux corps comme une seule et même entité mais avec des propriétés mécaniques et thermiques différentes. Van Iseghem a utilisé avec succès cette méthode pour analyser les évolutions de température lors de la simulation de l'indentation d'un canon à électrons pour un écran de téléviseur dans du verre [VAN 98].

La majorité des auteurs, comme Wu et Al. [WU 94] et Vila Real et Al. [VIL 04], considèrent qu'il est nécessaire, en cas de contact entre deux corps, qu'un coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface soit pris en compte. La Méthode des Eléments Finis [ZIE 77] est utilisée pour résoudre l'équation en

conduction de la chaleur au niveau de chacun des corps en contact. Cette équation est donnée par la forme locale suivante pour le Corps 1 :

$$\nabla^T(k_1 \nabla T) - \rho_1 C_1 \dot{T} = 0 \quad \forall M \in \text{Corps 1} \quad (1)$$

où k_1 , ρ_1 , C_1 et T représentent respectivement la conductivité thermique, la masse volumique, la chaleur spécifique et la température en un point M du Corps 1. La solution en température pour le Corps 1 est obtenue par la résolution de l'Equation (1) en tenant compte des conditions limites et en particulier le transfert thermique par conduction dû au contact avec le Corps 2. La méthode de Galerkin est appliquée pour obtenir la forme globale du problème en conduction thermique instationnaire (1). L'intégration par parties permet de tenir compte des conditions aux limites. Dans la forme globale, le transfert thermique par conduction entre le Corps 1 et le Corps 2 au niveau de la surface de contact Γ_1 entre les deux corps s'exprime par :

$$\dots \int_{\Gamma_1} \delta T h_c (T - T_2) d\Gamma \dots \quad (2)$$

où δT représente la variation de température au point M dans le Corps 1 et T_2 représente la température à la surface du Corps 2 au niveau du point M . Le Corps 2 en contact peut être considéré isotherme : la température T_2 est alors constante. Ce cas particulier est utilisé par César de Sà pour la modélisation du formage d'une bouteille où la température du moule finisseur est constante [CES 86]. Réaliser une simulation avec un corps isotherme est cependant peu fréquent et, le plus souvent, les températures des deux corps en contact évoluent. Le problème en conduction thermique est donc à résoudre au niveau des deux corps en tenant compte des propriétés thermiques respectives (1) et de la température du corps en contact en vis-à-vis (2). Cette méthode a été utilisée par Pantuso et Al. pour la modélisation du frottement entre deux corps [PAN 00], par Xing et Al. afin de simuler le choc thermique dans un emboîtement de tubes placés dans un échangeur de chaleur [XIN 02] et par Choi et Al. pour analyser le refroidissement d'un écran de téléviseur lors du pressage [CHO 04].

Les codes de calculs par Eléments Finis, que ce soit les progiciels ou les codes internes intègrent le transfert thermique entre deux corps par le biais de l'Expression (2). La prise en compte de la valeur h_c dans (2), au niveau du contact entre deux corps, d'un point de vue thermique, est effectuée de différentes manières en fonction du code de calculs.

Pour un code interne, les valeurs h_c peuvent être définies dans le fichier de données ou bien au niveau du programme de résolution comme a pu le faire César de Sà pour la modélisation du soufflage d'une bouteille [CES 86].

Comme pour les codes internes, le progiciel offre à l'utilisateur la possibilité de définir h_c dans le fichier de données du calcul : Li et Al. utilisent un modèle thermomécanique sur le code Deform 3D pour simuler le pressage d'écran de téléviseur [LI 01]. Choi et Al. ont utilisé un modèle thermique sur Ansys permettant l'analyse du refroidissement d'un écran de téléviseur [CHO 04]. En plus de la possibilité de définir h_c dans le fichier de données du calcul, les progiciels proposent à l'utilisateur des fonctions spécifiques, appelées sous-routines, pouvant être programmées. L'utilisateur a recours aux sous-routines lorsque h_c doit dépendre de paramètres tels que le temps, les températures ou les propriétés matérielles, dépendances qui ne peuvent pas être prises en compte au niveau du fichier de données. Wilson et Al. une sous-routine du progiciel Deform 2D pour définir h_c en fonction de la conductivité thermique des corps en contact pour modéliser des opérations de formage de métal [WIL 04].

Définir h_c dans le fichier de données du calcul, dans le programme de résolution ou le définir dans une sous-routine sont les méthodes les plus courantes. Une autre méthode qui permet également de prendre en compte h_c au niveau du contact entre deux corps, d'un point de vue thermique, est la création

d'éléments finis spécifiques pour le contact thermique [WU 94, TRU 02, VIL 04]. Ces éléments, à 3 ou 4 noeuds suivant la modélisation 2D ou 3D à réaliser sont positionnés au niveau de l'interface de contact entre les deux corps et ne gèrent que la partie thermique du contact. Wu et Al. définissent ces éléments de contact à l'interface moule/métal en fusion pour la modélisation thermique de la coulée continue de métal [WU 94]. La formulation Eléments Finis de ces éléments de contact est établie de manière classique à partir de l'équation en conduction de la chaleur (1). Ces éléments de contact, développés dans le cas d'une interface de contact non évolutive, sont des éléments à 4 noeuds d'épaisseur nulle. Ils ne peuvent être mis en oeuvre que dans le cas d'une discrétisation identique, au niveau de l'interface, du moule et du métal en fusion. Dans une étude plus récente, Trujillo et Al. ont développé des éléments de contact à 3 ou 4 noeuds afin de connecter, d'un point de vue thermique, deux corps dont la discrétisation au niveau de l'interface n'est pas identique [TRU 02]. L'utilisation de ces éléments de contact est encore ici limitée aux modèles thermiques et dans le cas d'une interface de contact non évolutive. Ces éléments de contact sont développés dans le cadre de modèles thermiques or, la modélisation des procédés de mise en forme nécessite des modèles thermomécaniques où le contact entre les deux corps est évolutif. Les éléments de contact développés précédemment ne peuvent donc pas être utilisés pour modéliser des procédés de mise en forme. Pour modéliser un procédé de coulée de métal, Vila Real et Al. ont développé un élément de contact à 6 noeuds permettant de prendre en compte le transfert thermique entre le moule et le métal [VIL 04]. Cet élément de contact permet d'appliquer h_c si le contact entre les deux corps intervient. Si la dilatation des corps provoque leur décollement, le coefficient de transfert de chaleur h_c est remplacé par un coefficient de convection.

Dans le cas particulier de la mise en forme de verre, les auteurs choisissent des valeurs h_c constantes ou évolutives. Certains, comme Dusserre et Al. dans le cas de la modélisation du formage d'une bouteille [DUS 05] ou comme Choi et Al. pour la modélisation du formage d'un écran de téléviseur [CHO 04], jugent que définir un h_c constant est suffisant. En effet, compte tenu des temps de formage relativement courts, l'erreur commise dans l'estimation des températures est très faible. D'autres choisissent h_c constant mais plutôt par simplicité de mise en oeuvre comme Storck et Al. ou comme Li et Al. respectivement pour la modélisation du formage d'une bouteille [STO 94] et d'un écran de téléviseur [LI 01]. Certains préfèrent prendre en compte plutôt qu'une valeur constante, une évolution h_c qui est plus représentative de l'échange thermique réel à l'interface verre/outils de formage. Pour cela, Storck et Al. ainsi que Hyre, dans les deux cas pour la simulation de la mise en forme d'une bouteille [STO 98, HYR 04], ont calculé h_c à partir du modèle de Pchelyakov et Al. [PCH 85] mentionné dans la première partie de cet état de l'art. César de Sà a utilisé un coefficient de transfert de chaleur évolutif, obtenu dans la littérature, pour la simulation du formage d'une bouteille [CES 86]. Ce coefficient a été utilisé par Maréchal et Al. et par Lochegnies et Al. respectivement pour les simulations de formage d'un vase à paroi droite [MAR 04] et d'un flacon de parfum [LOC 05]. Cependant, la plupart de ces simulations de mise en forme sont effectuées avec des valeurs h_c non représentatives du procédé de formage. En effet, choisir un h_c constant ne reflète pas l'échange thermique réel à l'interface verre/outils de formage, en particulier lors des premiers instants où l'évolution de h_c est la plus significative. De même, une évolution de h_c utilisée pour modéliser un procédé de formage comme celui de César de Sà ne peut pas être parfaitement représentative pour un autre procédé même si les températures des outils de formage et du verre sont du même ordre.

Les travaux présentés dans la suite de ce mémoire de Doctorat concernent :

- la mise au point d'un essai expérimental permettant la détermination de h_c à l'interface verre/outils de formage pour des conditions représentatives des procédés industriels de formage de verre,
- la réalisation d'une campagne expérimentale permettant d'analyser l'influence, sur h_c et sur les évolutions de température dans le verre et dans les outils de formage, des matériaux et des températures des outils de formage et du verre, de la pression de contact, de la présence ou pas de lubrifiant, du type de lubrifiant,
- le développement d'un élément de contact dans le code de calculs Abaqus, en collaboration avec le Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (DEMEGI) de l'Université de Porto, à partir de l'élément de contact de Vila Real et Al. [VIL 04] pour permettre l'intégration des évolutions expérimentales de h_c dans les simulations thermomécaniques de formage de verre,
- la modélisation d'un procédé soufflé-soufflé et d'un procédé pressé-soufflé avec cet élément de contact afin d'analyser l'influence de la lubrification sur les évolutions de température dans le verre et dans les outils de formage lors d'une opération industrielle de mise en forme.

CHAPITRE I – Identification du coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface verre/outils de formage

Introduction

Les articles en verre creux (flacons, bouteilles, pots...) sont obtenus par des procédés industriels de mise en forme de type pressé, pressé-soufflé-tourné, soufflé-soufflé ou pressé-soufflé. Les procédés pressé et pressé-soufflé-tourné sont utilisés pour la fabrication d'articles ne nécessitant pas un niveau de finition supérieur, comme les gobelets (type moutarde, condiments...). Les procédés soufflé-soufflé et pressé-soufflé sont les deux procédés de formage les plus couramment utilisés par les industriels du verre pour la fabrication d'articles de qualité de finition supérieure.

Le procédé soufflé-soufflé (Figure 2(a)) est utilisé pour la production d'articles, en verre blanc ou verre sodo-calcique, à ouverture étroite (flacons de parfum, bouteilles...). Dans ce procédé, la goutte de verre est d'abord chargée, à une température comprise entre 1000 °C et 1200 °C, dans le moule ébaucheur.

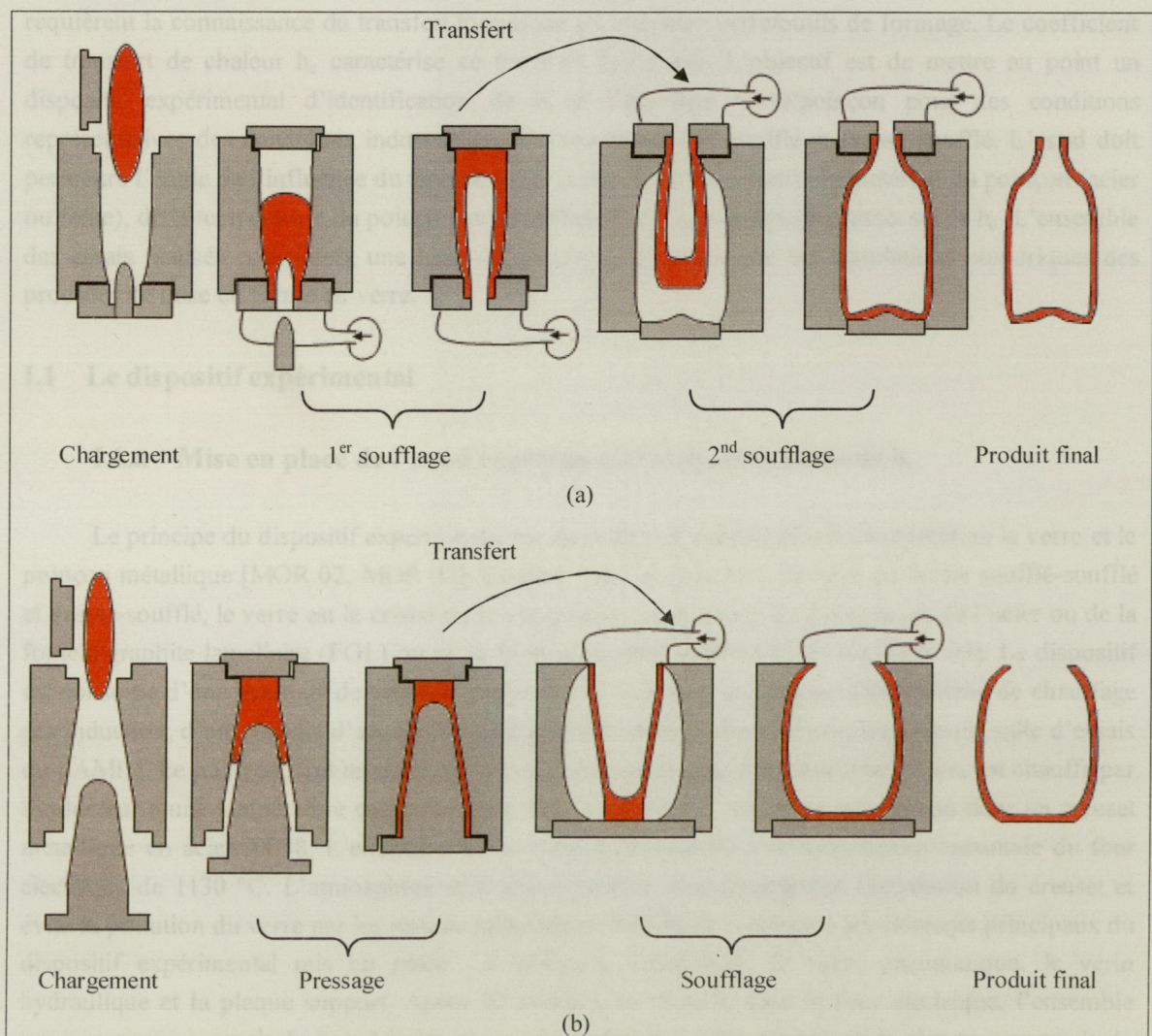


Figure 2 : Procédés de fabrication du verre creux : (a) procédé soufflé-soufflé, (b) procédé pressé-soufflé.

Ce moule ébaucheur, généralement en acier ou en fonte (lamellaire ou sphéroïdale) [DEV 03], est à une température de fonctionnement comprise entre 300 °C et 500 °C. La goutte de verre est ensuite soufflée, à une pression de l'ordre de 2,0 b, contre les parois du moule ébaucheur pour former la paraison. Cette paraison est alors transférée vers le moule finisseur. Le moule finisseur a les mêmes caractéristiques (matériau, température de fonctionnement) que le moule ébaucheur. La mise en forme finale du produit est alors obtenue par un second soufflage dans le moule finisseur à une pression de l'ordre de 2,0 b.

Le procédé pressé-soufflé (Figure 2(b)) est utilisé pour la production d'articles à large ouverture. Ces articles sont généralement destinés aux arts de la table (flûtes, carafes...) et sont réalisés en cristal ou en verre sodo-calcique. Dans ce procédé de fabrication, la paraison est obtenue par pressage à l'aide d'un poinçon au lieu d'être obtenue par soufflage comme dans le procédé soufflé-soufflé. Pendant cette opération de pressage, les pressions de contact sont évolutives et peuvent atteindre des niveaux de 40 b. Les gammes de température du verre et des outils de formage (moules, poinçon) de ce procédé sont identiques à celles du procédé soufflé-soufflé. Les matériaux utilisés pour les outils de formage sont les mêmes que ceux utilisés en soufflé-soufflé.

Aujourd'hui, une des solutions pour optimiser les procédés de mise en forme soufflé-soufflé et pressé-soufflé est le recours aux simulations numériques thermomécaniques. Ces modèles numériques requièrent la connaissance du transfert thermique à l'interface verre/outils de formage. Le coefficient de transfert de chaleur h_c caractérise ce transfert thermique. L'objectif est de mettre au point un dispositif expérimental d'identification de h_c à l'interface verre/poinçon pour des conditions représentatives des conditions industrielles de formage soufflé-soufflé et pressé-soufflé. L'essai doit permettre l'étude de l'influence du type de verre (verre blanc ou cristal), du matériau du poinçon (acier ou fonte), de la température du poinçon, du lubrifiant et de la pression de contact sur le h_c . L'ensemble des essais réalisés constituera une base de données exploitable par les simulations numériques des procédés de mise en forme du verre.

1.1 Le dispositif expérimental

1.1.a Mise en place de l'essai expérimental et identification de h_c

Le principe du dispositif expérimental est de mettre en contact à haute température le verre et le poinçon métallique [MOR 02, MOR 03]. Comme dans les procédés de mise en forme soufflé-soufflé et pressé-soufflé, le verre est le cristal ou le verre blanc; le matériau du poinçon est de l'acier ou de la fonte à graphite lamellaire (FGL) ou de la fonte à graphite sphéroïdal (FGS) [DEV 03]. Le dispositif est constitué d'une machine de traction/compression, d'un four électrique, d'un système de chauffage par induction, d'un système d'acquisition et d'un vérin pneumatique, disponibles dans la salle d'essais du LAMIH. Le poinçon, fixé au mors supérieur de la machine de traction/compression, est chauffé par l'inducteur à une température comprise entre 300 °C et 500 °C. Le verre est contenu dans un creuset métallique en acier XC38. L'ensemble verre-creuset est chauffé à la température maximale du four électrique de 1130 °C. L'atmosphère sous argon du four électrique limite l'oxydation du creuset et évite la pollution du verre par les résidus métalliques. La Figure 3 présente les éléments principaux du dispositif expérimental mis en place : le poinçon, l'inducteur, le vérin pneumatique, le vérin hydraulique et la plaque support. Après 30 minutes de chauffe dans le four électrique, l'ensemble verre-creuset est extrait du four à l'aide d'une pince plate pour être déposé sur la plaque support située

sur la machine de traction/compression. Le vérin hydraulique de la machine de traction/compression assure la mise en contact du verre et du poinçon. Le second vérin, pneumatique, applique les pressions de contact pour des valeurs limitées à 5 b. Pour des pressions supérieures, le vérin hydraulique assure à la fois la mise en contact et la mise en pression. Des thermocouples, positionnés dans le poinçon à différentes profondeurs de l'interface de contact, permettent l'enregistrement des évolutions de températures pendant les premiers instants de la mise en contact. Pour les gammes de températures considérées, les thermocouples de type K – chromel/alumel – gainés par de la soie de verre ont été choisis. Avec un diamètre de fil de 0,3 mm, le temps de réponse, selon le fabricant, est de 90 % à 0,06 s pour une température passant de l'ambiante à 100 °C. Ces thermocouples sont soudés par arc dans le poinçon. Une cellule d'efforts est placée sur le mors supérieur de la machine de traction/compression. Le relevé des efforts permet, d'une part, de vérifier les niveaux de pression à l'interface verre/poinçon et, d'autre part, de déterminer l'instant exact de la mise en contact. Le système d'acquisition assure l'enregistrement des efforts et des évolutions de température à une fréquence de 10 Hz.

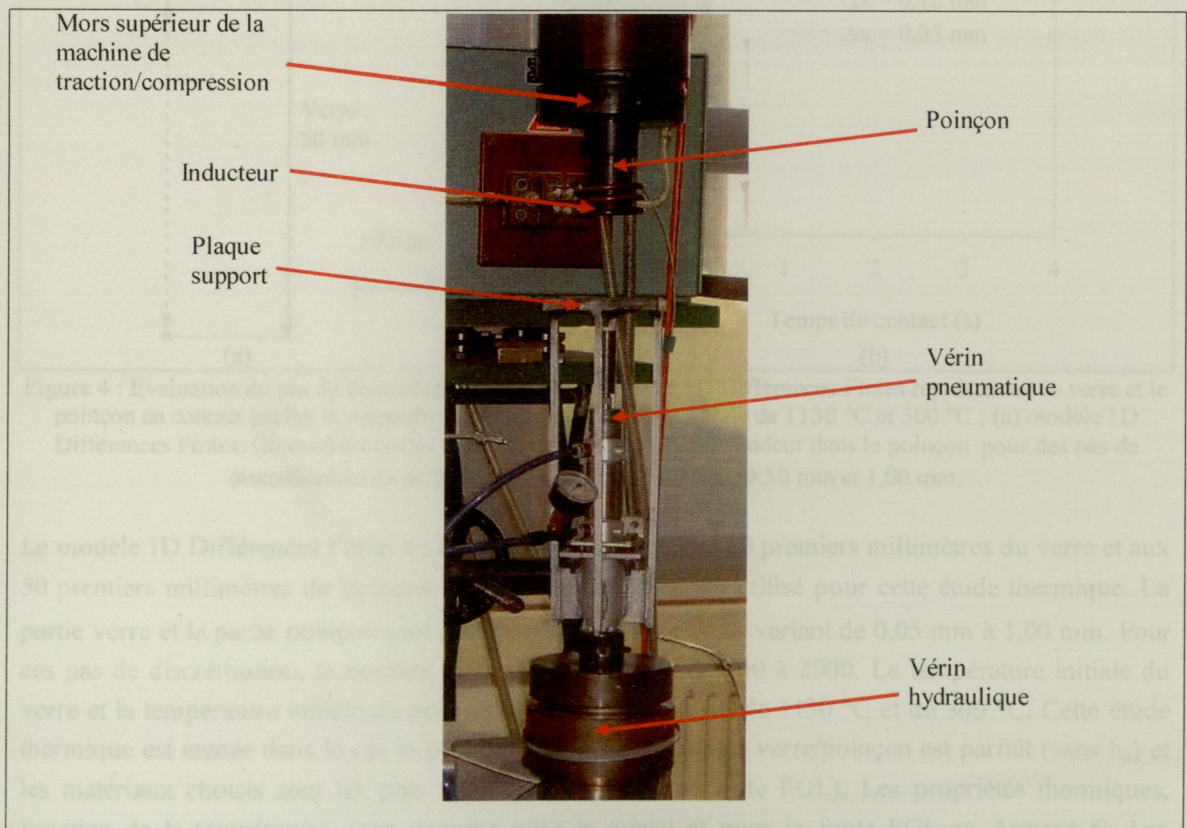


Figure 3 : Le dispositif expérimental développé au LAMIH pour l'identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/poinçon.

L'identification de h_c est réalisée à partir de mesures de températures relevées aux thermocouples. Pour l'identification, la mise en contact verre/poinçon est simulée par un modèle 1D (Figure 4(a)) en conduction thermique instationnaire utilisant la méthode des Différence Finies en formulation explicite (Annexe A). Le choix du modèle 1D est justifié sur les 4 premières secondes du contact car les flux thermiques suivant l'axe longitudinal sont prépondérants par rapport aux flux thermiques radiaux.

Pour garantir une précision suffisante des températures calculées avec le modèle 1D Différences Finies, la discrétisation optimale du verre et du poinçon doit être déterminée. L'étude suivante a pour objectif la détermination du pas de discrétisation Δx et du nombre de nœuds du modèle 1D Différences Finies.

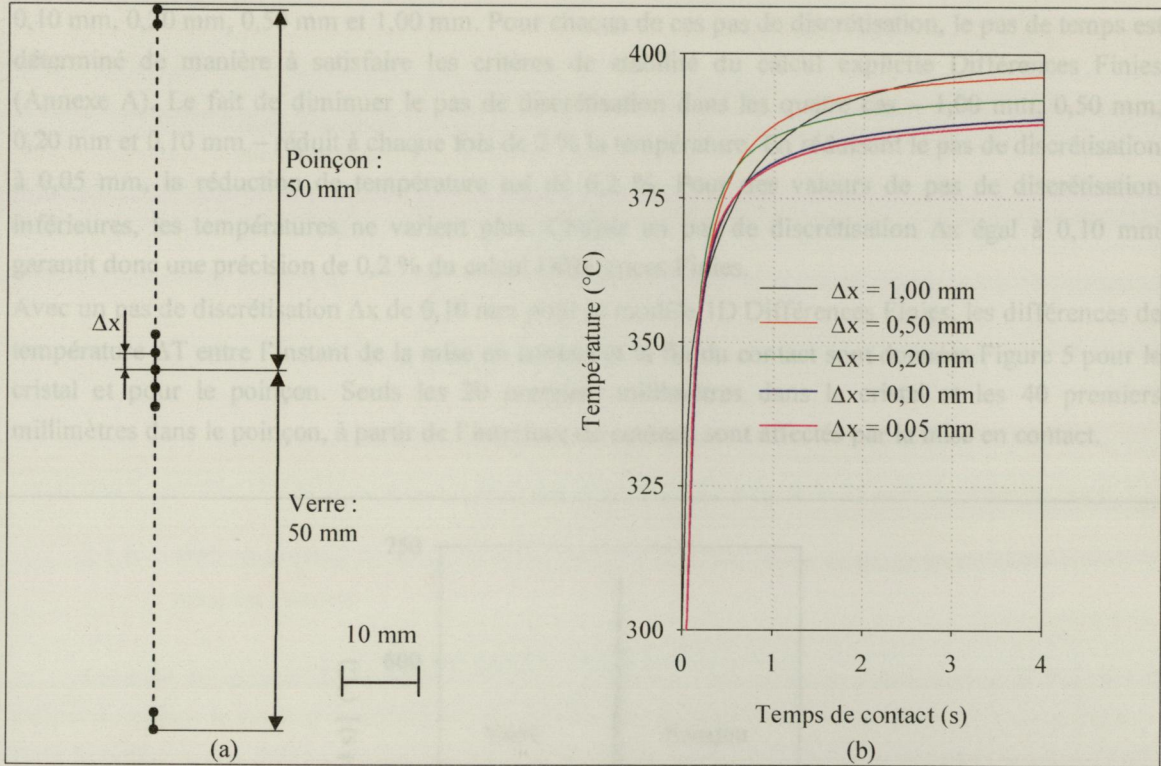


Figure 4 : Evaluation du pas de discrétisation Δx pour le modèle 1D Différences Finies représentant le verre et le poinçon en contact parfait et respectivement à la température initiale de 1130 °C et 300 °C : (a) modèle 1D Différences Finies, (b) évolutions des températures à 1 mm de profondeur dans le poinçon pour des pas de discrétisation Δx de 0,05 mm, 0,10 mm, 0,20 mm, 0,50 mm et 1,00 mm.

Le modèle 1D Différences Finies de la Figure 4(a), limité aux 50 premiers millimètres du verre et aux 50 premiers millimètres du poinçon à partir de l'interface est utilisé pour cette étude thermique. La partie verre et la partie poinçon sont discrétisées avec un pas Δx variant de 0,05 mm à 1,00 mm. Pour ces pas de discrétisation, le nombre total de nœuds varie de 100 à 2000. La température initiale du verre et la température initiale du poinçon sont respectivement de 1130 °C et de 300 °C. Cette étude thermique est menée dans le cas le plus défavorable : le contact verre/poinçon est parfait (sans h_c) et les matériaux choisis sont les plus conducteurs (cristal et fonte FGL). Les propriétés thermiques, fonction de la température, sont données pour le cristal et pour la fonte FGL en Annexe C. Les propriétés thermiques pour le cristal à 1130 °C (respectivement pour la fonte FGL à 300 °C) sont de 2,7 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement 46,6 W.m⁻².°C⁻¹) pour la conductivité thermique, de 1280,5 J.kg⁻¹.°C⁻¹ (respectivement 663 J.kg⁻¹.°C⁻¹) pour la chaleur spécifique et de 2500 kg.m⁻³ (respectivement 7200 kg.m⁻³) pour la masse volumique. Dans le cas du contact parfait, la température initiale du nœud situé à l'interface verre/poinçon est donnée par la relation [VAN 98] :

$$T_{\text{interface}} = \frac{T_1 \sqrt{k_1 \rho_1 C_1} + T_2 \sqrt{k_2 \rho_2 C_2}}{\sqrt{k_1 \rho_1 C_1} + \sqrt{k_2 \rho_2 C_2}} \quad (3)$$

T_1 et T_2 représentent respectivement la température initiale du verre et la température initiale du poinçon. k_1 , ρ_1 , C_1 (respectivement k_2 , ρ_2 , C_2) sont la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique du cristal (respectivement de la fonte FGL).

La Figure 4(b) présente les évolutions de température du nœud situé à 1,00 mm de profondeur dans le poinçon à partir de l'interface de contact, obtenues pour des pas de discrétisation Δx de 0,05 mm, 0,10 mm, 0,20 mm, 0,50 mm et 1,00 mm. Pour chacun de ces pas de discrétisation, le pas de temps est déterminé de manière à satisfaire les critères de stabilité du calcul explicite Différences Finies (Annexe A). Le fait de diminuer le pas de discrétisation dans les quatre cas – 1,00 mm, 0,50 mm, 0,20 mm et 0,10 mm – réduit à chaque fois de 2 % la température. En réduisant le pas de discrétisation à 0,05 mm, la réduction de température est de 0,2 %. Pour des valeurs de pas de discrétisation inférieures, les températures ne varient plus. Choisir un pas de discrétisation Δx égal à 0,10 mm garantit donc une précision de 0,2 % du calcul Différences Finies.

Avec un pas de discrétisation Δx de 0,10 mm pour le modèle 1D Différences Finies, les différences de température ΔT entre l'instant de la mise en contact et la fin du contact sont données Figure 5 pour le cristal et pour le poinçon. Seuls les 20 premiers millimètres dans le cristal et les 40 premiers millimètres dans le poinçon, à partir de l'interface de contact, sont affectés par la mise en contact.

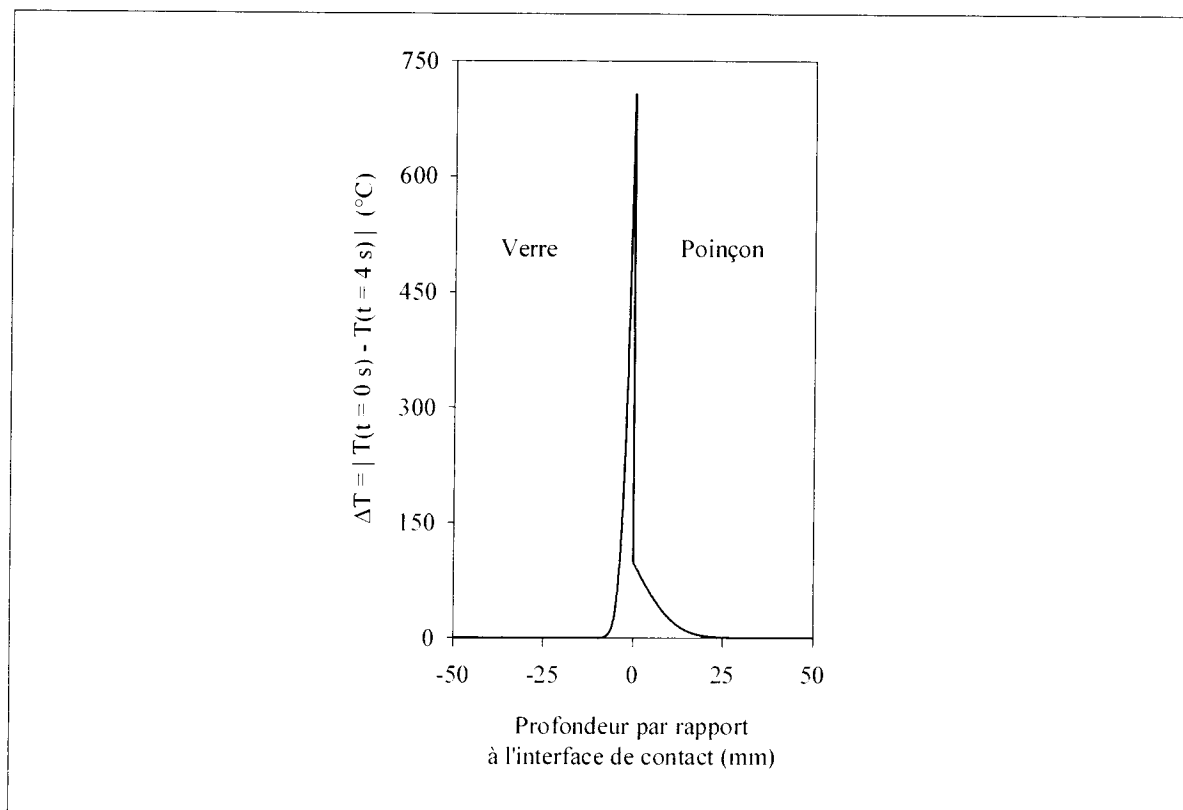


Figure 5 : Différences absolues de température ΔT entre la température au début du contact $T(t = 0 \text{ s})$ et la température après 4 s de contact $T(t = 4 \text{ s})$ pour les nœuds du modèle 1D Différences Finies, obtenues avec le verre et le poinçon respectivement à la température initiale de 1130 °C et 300 °C et avec le pas de discrétisation Δx de 0,10 mm.

Pour les études suivantes, la discrétisation sera donc limitée aux 20 premiers millimètres dans le verre et aux 40 premiers millimètres dans le poinçon au-delà de la surface de contact. Avec un pas de discrétisation Δx de 0,10 mm, le modèle 1D Différences Finies de la Figure 6 qui sera utilisé pour

l'identification de h_c à partir des températures mesurées lors des essais comporte $n+1 = 201$ nœuds pour la partie verre et $m+1 = 401$ nœuds pour la partie poinçon.

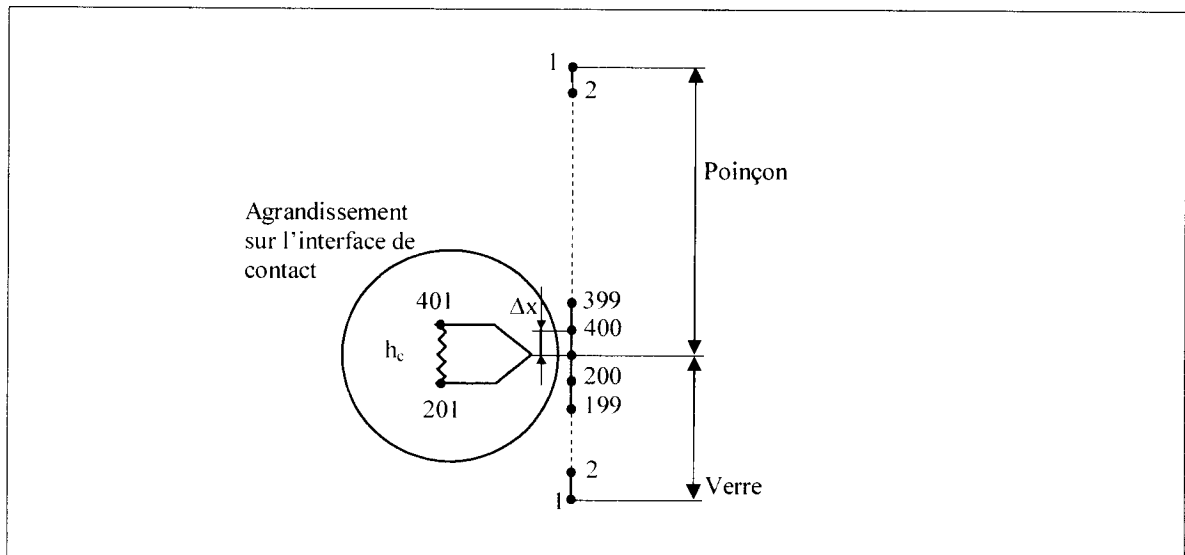


Figure 6 : Modèle 1D Différences Finies de l'essai pour l'identification de h_c à l'interface verre/poinçon.

I.1.b Détermination de la carte des températures du verre et du poinçon juste avant la mise en contact

La mise en œuvre du Modèle 1D Différences Finies nécessite la connaissance du champ de température dans le verre et du champ de température dans le poinçon juste avant la mise en contact.

Pour le poinçon, des thermocouples ont été soudés à l'intérieur ainsi qu'en différentes positions de la surface extérieure de celui-ci, dans la zone de chauffe de l'inducteur. Sur la base des relevés des températures aux thermocouples, il a pu être conclu que les températures sont quasi-homogènes dans les 40 premiers millimètres du poinçon proches de l'interface de contact, zone prise en compte par la modélisation 1D Différences Finies (§I.1.a).

Connaître la température dans le verre juste avant la mise en contact nécessite d'analyser l'histoire thermique de l'ensemble verre-creuset dès le début du processus expérimental. L'ensemble verre-creuset est chauffé dans le four électrique à 1130 °C pendant 30 minutes afin de garantir l'homogénéité des températures au moment de l'ouverture du four. Cet ensemble est sorti du four pour être transféré sur la plaque support située sur la machine de traction/compression, avant la mise en contact verre/poinçon. La carte de température du verre, juste avant la mise en contact, ne peut pas être considérée homogène car le verre se refroidit :

- par conduction avec la pince lors de la prise du creuset par cette pince (Figure 7(a)). Cette dernière est utilisée pour le transfert de l'ensemble verre-creuset du four électrique à la plaque support. Le temps de transfert est de l'ordre de 4 s.
- par conduction avec la plaque support lors de la dépose de l'ensemble verre-creuset sur cette dernière (Figure 7(b)) et lors de la remontée du vérin avant la mise en contact verre/poinçon. Cette phase dure environ 2 s.
- par convection avec l'air ambiant lors du transfert four/plaque support de 4 s et lors de la remontée du vérin pendant 2 s (soit un total de 6 s pour la convection).

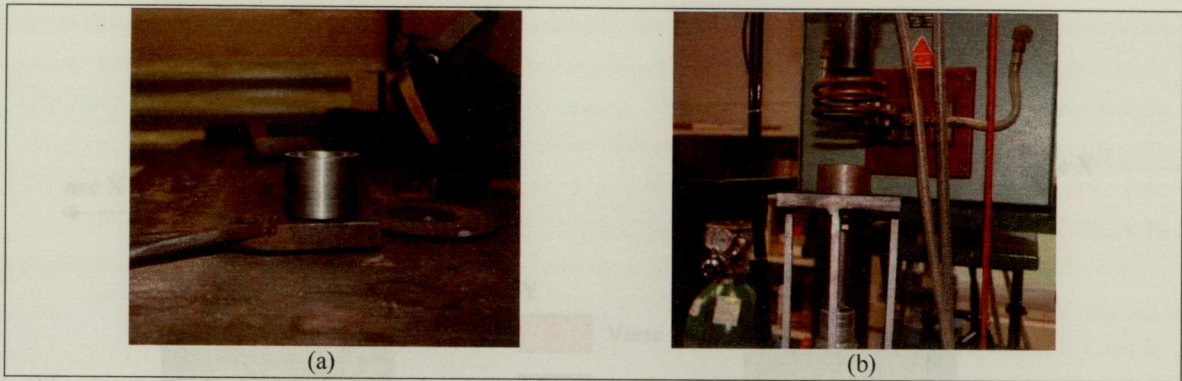


Figure 7 : Ensemble verre-creuset à la sortie du four : (a) lors de la saisie par la pince, (b) lors de la dépose sur la plaque support située sur la machine de traction/compression.

Pour déterminer la carte de températures du verre juste avant la mise en contact, deux modèles en conduction thermique instationnaire utilisant la Méthode des Eléments Finis ont été développés. Lors des essais, deux types de verre sont utilisés : le cristal et le verre blanc. La première étude a pour objectif la détermination de la carte de température dans le cristal.

Le premier modèle Eléments Finis (Figure 8(a)) concerne la simulation du refroidissement du cristal contenu dans le creuset saisi par la pince, pendant les 4 s de transfert du four à la plaque support. La pince est représentée par un parallélépipède de dimensions $L = 20$ mm, $h = 20$ mm et $p = 5$ mm. Les géométries du creuset, du verre et de la pince imposent de mettre en place un modèle 3D mais, avec deux plans de symétrie xOz et yOz , ce modèle 3D est limité au quart de l'ensemble cristal-creuset-pince. Le maillage comporte 9673 nœuds et 8096 éléments hexaédriques à 8 nœuds. Le creuset et la pince sont en acier XC38. Les propriétés thermiques, fonction de la température, de l'acier XC38 et du cristal sont données en annexe C. Des conditions d'isolation parfaite sont imposées sur les faces du modèle dans les plans xOz et yOz , les autres faces sont concernées par la convection avec l'air ambiant. Cette étude thermique est menée dans le cas le plus défavorable où les contacts cristal/creuset et creuset/pince sont parfaits. La température du cristal et du creuset est homogène et est égale à 1130 °C, température du four électrique. La température de la pince est de 20 °C. Le contact entre la surface plane de la pince et la base cylindrique du creuset est linéique : la température initiale des nœuds de cette ligne, dans le cadre du contact parfait, est calculée avec l'Equation (3) où T_1 et T_2 représentent ici respectivement la température initiale du creuset et la température initiale de la pince à l'instant du contact. k_1 , ρ_1 , C_1 (respectivement k_2 , ρ_2 , C_2) sont la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique du creuset à 1130 °C (respectivement de la pince à 20 °C). Le pas de temps choisi pour ce calcul est de $0,01$ s et la durée du calcul est de 4 s. Lors des essais, la température de surface du cristal avant la dépose sur la plaque support (soit 4 s après la sortie du four) a été mesurée à l'aide de thermocouples de contact et par pyrométrie. A partir des mesures, une valeur moyenne de 1100 °C a été estimée. Pour obtenir cette température de surface, il a été possible par une recherche dichotomique de déterminer le couple (h, T_∞) représentatif de la convection avec l'air ambiant : h coefficient de convection égal à $30 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, T_∞ température de l'air égale à 20 °C. Ces deux valeurs ont été appliquées sur les faces en convection du premier modèle 3D.

Le second modèle thermique Eléments Finis est présenté sur la Figure 8(b). Il concerne la phase de refroidissement après la dépose sur la plaque support. L'ensemble cristal-creuset-plaque présentant une symétrie de révolution, le modèle est axisymétrique. La plaque est représentée par une couronne de hauteur 5 mm et de diamètres intérieur et extérieur respectifs de 40 mm et 80 mm.

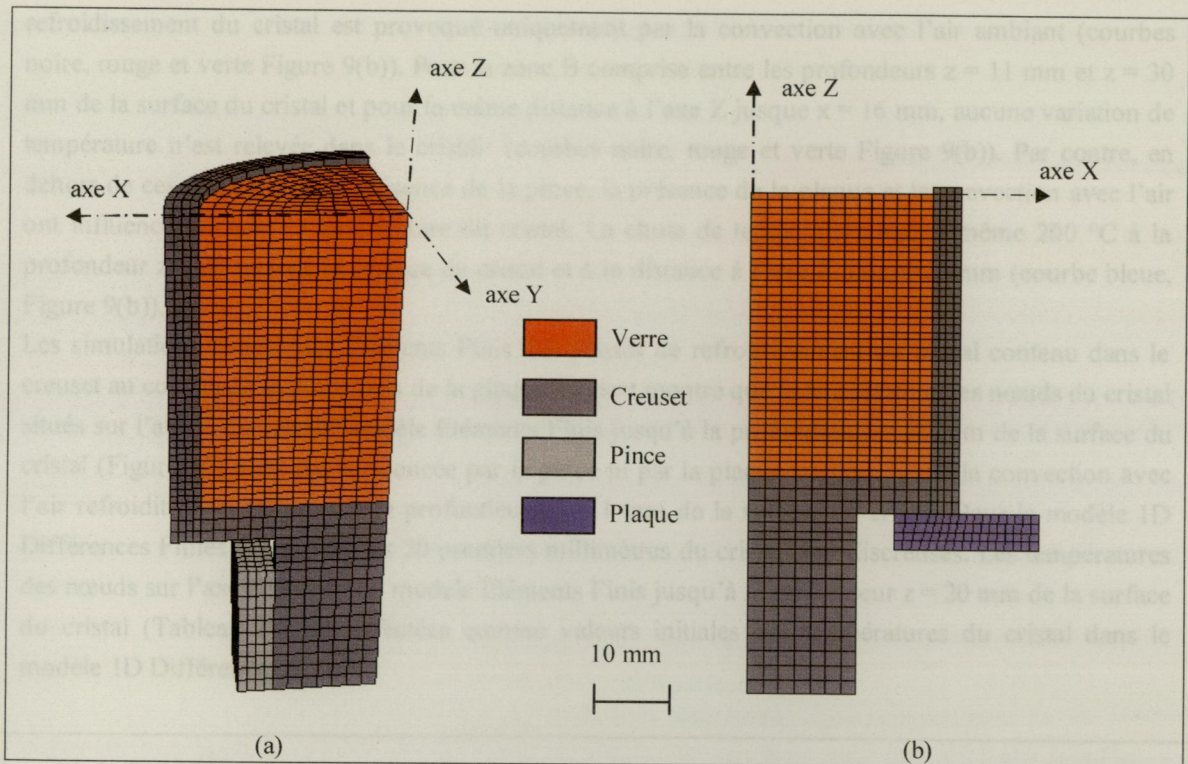


Figure 8 : Modélisation Eléments Finis du refroidissement de l'ensemble verre-creuset : (a) modèle 3D de l'ensemble verre-creuset saisi par la pince, (b) modèle axisymétrique de l'ensemble verre-creuset déposé sur la plaque support située sur la machine de traction/compression.

Le cristal et le creuset ont été maillés de façon à faire coïncider les nœuds du premier modèle 3D contenus dans le plan xOz (Figure 8(a)) avec les nœuds du maillage axisymétrique défini dans le même plan xOz . Le maillage comporte 973 nœuds et 884 éléments quadrangulaires à 4 nœuds. La plaque support est également en acier XC38. Le coefficient de convection h égal à $30 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ et la température T_∞ de l'air égale à 20 °C sont imposés sur les contours extérieurs de l'ensemble verre-creuset-plaque. De manière identique à l'étude précédente, cette étude thermique est menée dans le cas le plus défavorable où les contacts cristal/creuset et creuset/plaque support sont parfaits. La température initiale de la plaque support est de 20 °C . La coïncidence entre les nœuds des deux modèles facilite le transfert des températures du cristal et du creuset obtenues lors de la simulation précédente. La température initiale des nœuds de l'interface creuset/plaque support, dans le cadre du contact parfait, est calculée avec l'Equation (3). Pour cette équation, T_1 et T_2 représentent respectivement la température initiale du creuset et la température initiale de la plaque à l'instant du contact. k_1 , ρ_1 , C_1 (respectivement k_2 , ρ_2 , C_2) sont la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique du creuset (respectivement de la plaque à 20 °C). Le pas de temps choisi pour ce calcul est de $0,01 \text{ s}$ et la durée du calcul est de 2 s .

Après les 6 s de transfert, la température des nœuds du cristal situés à différentes profondeurs z de la surface du cristal et à différentes distances x de l'axe Z du second modèle Eléments Finis, sont analysées afin de déterminer l'influence de la pince, de la plaque et de la convection.

La Figure 9(b) présente la température des nœuds du cristal situés sur les lignes verticales positionnées à $x = 0 \text{ mm}$, $x = 8 \text{ mm}$, $x = 16 \text{ mm}$ et $x = 25 \text{ mm}$ (Figure 9(a)). Dans la zone A comprise entre la surface du cristal et la profondeur $z = 11 \text{ mm}$ et pour une distance à l'axe Z jusqu'à $x = 16 \text{ mm}$, le

refroidissement du cristal est provoqué uniquement par la convection avec l'air ambiant (courbes noire, rouge et verte Figure 9(b)). Pour la zone B comprise entre les profondeurs $z = 11\text{ mm}$ et $z = 30\text{ mm}$ de la surface du cristal et pour la même distance à l'axe Z jusqu'à $x = 16\text{ mm}$, aucune variation de température n'est relevée dans le cristal (courbes noire, rouge et verte Figure 9(b)). Par contre, en dehors de ces deux zones, la présence de la pince, la présence de la plaque et la convection avec l'air ont influencé la carte de température du cristal. La chute de température atteint même $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ à la profondeur $z = 39\text{ mm}$ de la surface du cristal et à la distance à l'axe Z de $x = 25\text{ mm}$ (courbe bleue, Figure 9(b)).

Les simulations thermiques Eléments Finis des phases de refroidissement du cristal contenu dans le creuset au contact de la pince puis de la plaque support montre que la température des nœuds du cristal situés sur l'axe Z du second modèle Eléments Finis jusqu'à la profondeur $z = 30\text{ mm}$ de la surface du cristal (Figure 10) n'est pas influencée par la pince ni par la plaque support. Seule la convection avec l'air refroidit le cristal jusqu'à la profondeur $z = 11\text{ mm}$ de la surface du cristal. Pour le modèle 1D Différences Finies (Figure 6), les 20 premiers millimètres du cristal sont discrétisés. Les températures des nœuds sur l'axe Z du second modèle Eléments Finis jusqu'à la profondeur $z = 20\text{ mm}$ de la surface du cristal (Tableau 1) sont affectées comme valeurs initiales des températures du cristal dans le modèle 1D Différences Finies.

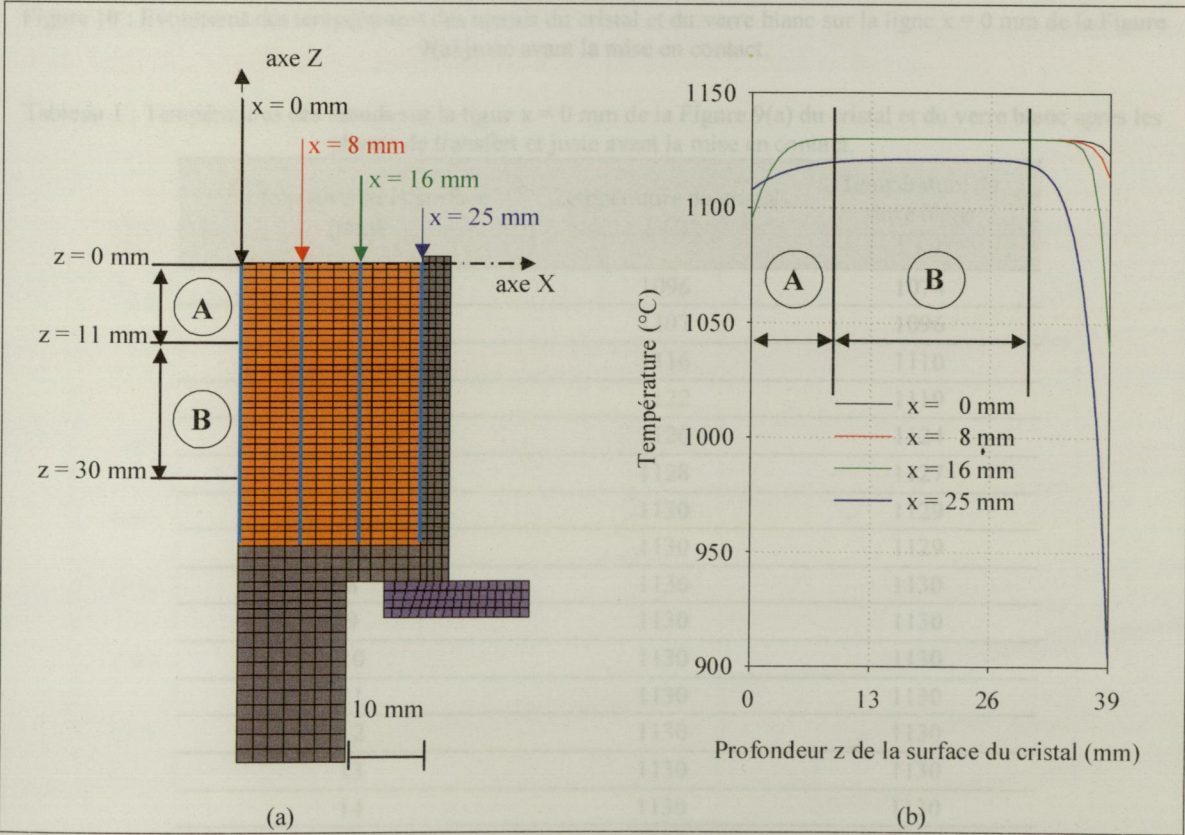


Figure 9 : Températures dans le cristal, initialement à $1130\text{ }^{\circ}\text{C}$ après la sortie du four, juste avant la mise en contact : (a) position des lignes de comparaison $x = 0\text{ mm}$, $x = 8\text{ mm}$, $x = 16\text{ mm}$ et $x = 25\text{ mm}$, (b) températures des nœuds situés à différentes profondeurs z de la surface de cristal pour chaque ligne de comparaison.

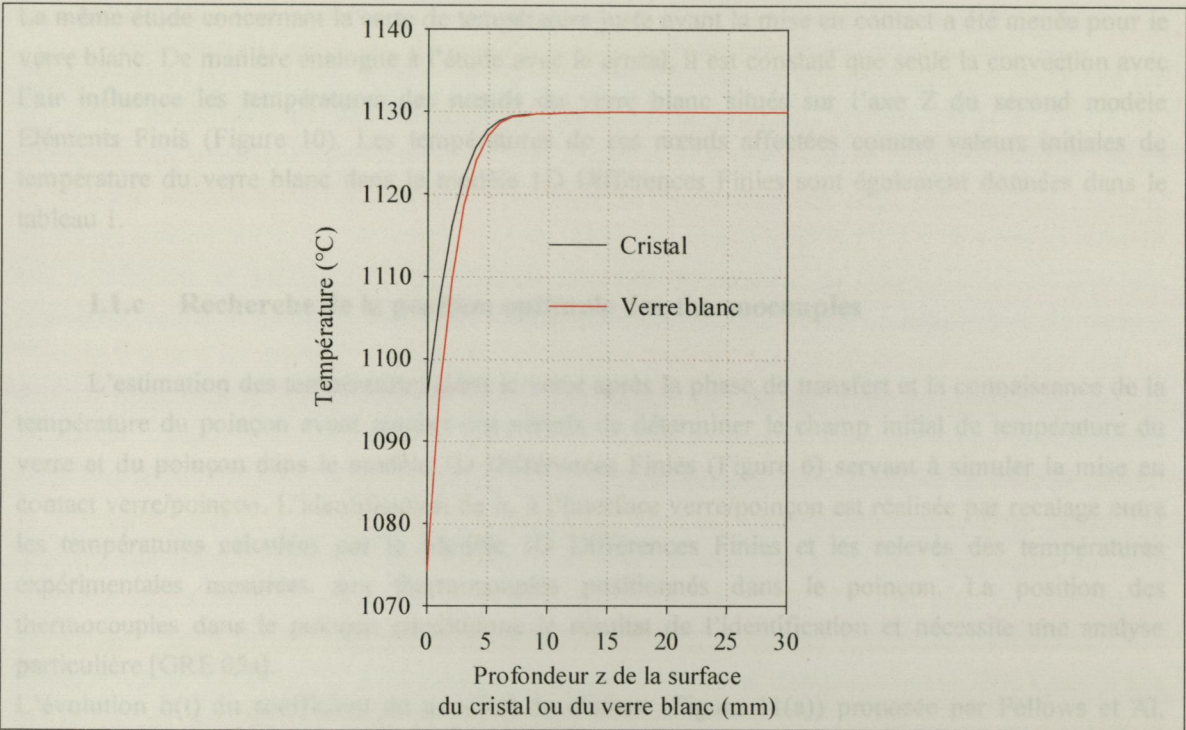


Figure 10 : Evolutions des températures des nœuds du cristal et du verre blanc sur la ligne $x = 0$ mm de la Figure 9(a) juste avant la mise en contact.

Tableau 1 : Températures des nœuds sur la ligne $x = 0$ mm de la Figure 9(a) du cristal et du verre blanc après les phases de transfert et juste avant la mise en contact.

Profondeur z de la surface (mm)	Température du cristal (°C)	Température du verre blanc (°C)
0	1096	1074
1	1107	1096
2	1116	1110
3	1122	1119
4	1126	1124
5	1128	1127
6	1130	1129
7	1130	1129
8	1130	1130
9	1130	1130
10	1130	1130
11	1130	1130
12	1130	1130
13	1130	1130
14	1130	1130
15	1130	1130
16	1130	1130
17	1130	1130
18	1130	1130
19	1130	1130
20	1130	1130

La même étude concernant la carte de température juste avant la mise en contact a été menée pour le verre blanc. De manière analogue à l'étude avec le cristal, il est constaté que seule la convection avec l'air influence les températures des nœuds du verre blanc situés sur l'axe Z du second modèle Eléments Finis (Figure 10). Les températures de ces nœuds affectées comme valeurs initiales de température du verre blanc dans le modèle 1D Différences Finies sont également données dans le tableau 1.

I.1.c Recherche de la position optimale des thermocouples

L'estimation des températures dans le verre après la phase de transfert et la connaissance de la température du poinçon avant contact ont permis de déterminer le champ initial de température du verre et du poinçon dans le modèle 1D Différences Finies (Figure 6) servant à simuler la mise en contact verre/poinçon. L'identification de h_c à l'interface verre/poinçon est réalisée par recalage entre les températures calculées par le Modèle 1D Différences Finies et les relevés des températures expérimentales mesurées aux thermocouples positionnés dans le poinçon. La position des thermocouples dans le poinçon conditionne le résultat de l'identification et nécessite une analyse particulière [GRE 05a].

L'évolution $h(t)$ du coefficient de transfert de chaleur (Figure 11(a)) proposée par Fellows et Al. [FEL 78], obtenue après la mise en contact d'un verre sodo-calcique à 1077 °C et d'un poinçon en acier AISI316 à 430 °C sous une pression de 0,88 b est choisie comme référence.

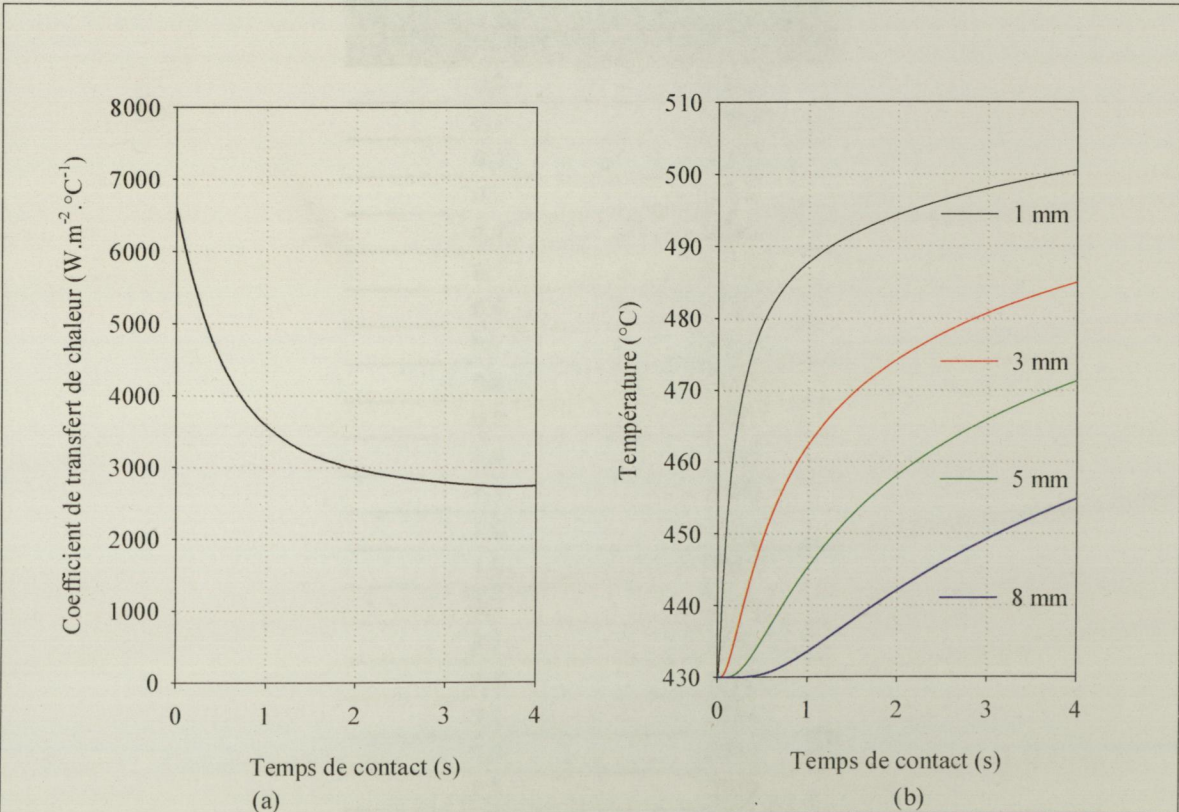


Figure 11 : Modélisation 1D Différences Finies du contact verre/poinçon pour la recherche de la position optimale des thermocouples : (a) évolution de h_c obtenue par Fellows et Al. [FEL 78] lors de la mise en contact d'un verre sodo-calcique et d'un poinçon en acier AISI316 respectivement à une température initiale de 1077 °C et 430 °C pour une pression de contact de 0,88 b,

(b) évolutions des températures dans le poinçon calculées avec le modèle 1D Différences Finies aux profondeurs de 1 mm, 3 mm, 5 mm et 8 mm pour l'évolution de h_c de Fellows et Al. [FEL 78]. Cette évolution $h(t)$, identifiée à partir du relevé de température d'un seul thermocouple positionné sur la surface du poinçon est une évolution utilisée dans de nombreux travaux [PCH 85, HYR 04, KHA 02]. Elle présente l'allure classique d'une courbe h_c avec une phase de forte décroissance durant la première seconde du contact suivie d'une phase de stabilisation. En effet, comme l'ont expliqué différents auteurs [MCG 73, PCH 85], pour un temps de contact inférieur à 1 s, le verre se refroidit très rapidement au contact du poinçon et se contracte. L'épaisseur de l'espace d'air à l'interface augmente, ce qui se traduit par une forte diminution par la suite de h_c . La température du verre à l'interface tend à se stabiliser. L'épaisseur de l'espace d'air n'évolue pratiquement plus ainsi que h_c . Pour la modélisation 1D Différences Finies, l'évolution $h(t)$ de référence est représentée par 21 couples (h_i, t_i) avec h_i le coefficient de transfert de chaleur au temps t_i . Pour une bonne représentation de la courbe de la Figure 11(a), 11 couples (h_i, t_i) sont positionnés sur la première seconde de contact et 10 couples entre 1 s et 4 s de contact (Tableau 2). Pour un temps intermédiaire, h_c est obtenu par interpolation linéaire entre les deux valeurs h_i les plus proches. Les propriétés thermiques du verre sodo-calcique à 1077 °C (respectivement de l'acier AISI316 à 430 °C) sont pour la conductivité thermique : 2,6 W.m⁻¹.°C⁻¹ (respectivement 43 W.m⁻¹.°C⁻¹), la chaleur spécifique : 1360 J.kg⁻¹.°C⁻¹ (respectivement 620 J.kg⁻¹.°C⁻¹), la masse volumique : 2500 kg.m⁻³ (respectivement 7800 kg.m⁻³). Les évolutions de température obtenues aux nœuds du modèle 1D Différences Finies situés dans le poinçon à 1 mm, 3 mm, 5 mm et 8 mm de la surface de contact sont données sur la Figure 11(b).

Tableau 2 : Valeurs (h_i, t_i) déduites de la courbe de référence $h(t)$ [FEL 78].

Temps de contact t_i (s)	h_i (W.m ⁻² .°C ⁻¹)
0.0	6613
0.1	6000
0.2	5476
0.3	5095
0.4	4762
0.5	4476
0.6	4245
0.7	4015
0.8	3829
0.9	3687
1.0	3545
1.3	3299
1.6	3104
1.9	3008
2.2	2928
2.5	2857
2.8	2799
3.1	2754
3.4	2735
3.7	2729
4.0	2729

Pour identifier l'évolution de h_c à partir des évolutions de températures calculées précédemment, le modèle 1D Différences Finies est associé à une méthode inverse. L'objectif de la méthode inverse est de déterminer l'évolution de h_c à partir du relevé de température à un thermocouple placé dans le poinçon et donc de déterminer les 21 valeurs h_i correspondant aux 21 temps t_i donnés par le Tableau 2. Pour cela, la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_{21})$ est définie comme la différence entre l'évolution de température expérimentale mesurée au thermocouple et l'évolution de température calculée au nœud du modèle 1D Différences Finies situé à la même profondeur que le thermocouple :

$$E(h_1, \dots, h_{21}) = \frac{1}{2} \sum_{s=1}^N \left(T_s^{DF}(h_1, \dots, h_{21}) - T_s^{exp} \right)^2$$

(4)

T_s^{exp} est la température relevée au thermocouple à un instant t_s , $T_s^{DF}(h_1, \dots, h_{21})$ représente la température calculée par le modèle 1D Différences Finies au même instant. M est le nombre de mesures relevées au thermocouple sur les 4 s de contact.

L'algorithme développé par Levenberg-Marquardt [MAR 63], est utilisé pour minimiser la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_{21})$ (4). L'annexe B donne une description complète de la méthode d'identification des coefficients $h_1, \dots, h_{21}$. Pour chacune des températures calculées à 1 mm, 3 mm, 5 mm et 8 mm (Figure 11(b)) par le modèle 1D Différences Finies, l'évolution $h(t)$ du coefficient de transfert de chaleur est identifiée de manière itérative par la méthode inverse. Pour débiter la procédure itérative, les 21 valeurs $h_i^{(0)}$, le paramètre de Levenberg-Marquardt $\lambda^{(0)}$ et le coefficient de sensibilité S_h (Annexe B) sont respectivement de $1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$, 1 et 0,01. La Figure 12 présente les 4 évolutions de h_c . Pour ces 4 évolutions, avec une erreur relative sur la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_{21})$ (4) fixée à 0,1 %, 4 à 5 itérations sont nécessaires pour déterminer les 21 valeurs h_i minimisant $E(h_1, \dots, h_{21})$.

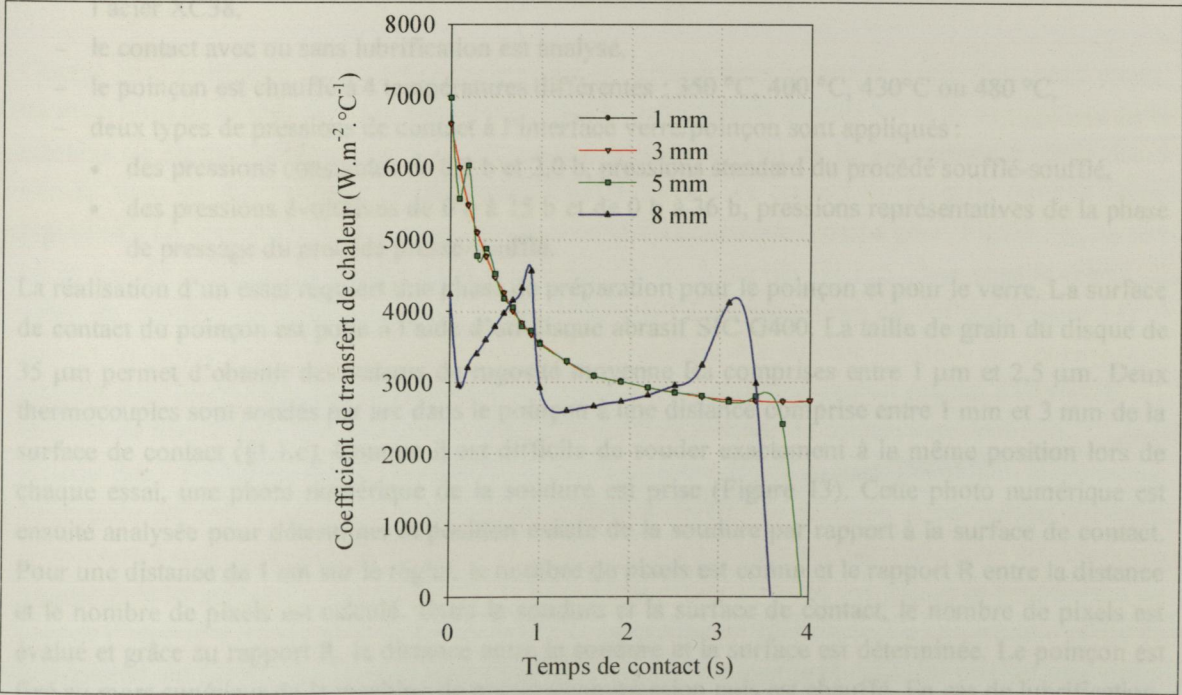


Figure 12 : Evolutions des h_c identifiés à partir des températures calculées à 1 mm, 3 mm, 5 mm et 8 mm de profondeur dans le poinçon par le modèle 1D Différences Finies.

Pour des profondeurs comprises entre 1 mm et 3 mm (Figure 12), l'écart entre les 21 valeurs h_i du coefficient de transfert de chaleur de référence (Tableau 2) et les 21 valeurs h_i identifiées est inférieur

à $1 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ en moyenne (soit une erreur relative inférieure à 0,03 %). Au-delà de 3 mm, l'écart entre les 21 valeurs h_i du coefficient de transfert de chaleur de référence (Tableau 2) et les 21 valeurs h_i identifiées est supérieur en moyenne à $60 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (soit une erreur relative supérieure à 8 %).

L'identification de h_c à partir d'une évolution de température issue d'un seul thermocouple positionné à une profondeur dans le poinçon comprise entre 1 mm et 3 mm de la surface de contact permettra donc une estimation de h_c avec une précision de 0,03 %.

Dans la pratique, un second thermocouple, positionné également à une profondeur comprise entre 1 mm et 3 mm, est utilisé afin de minimiser les risques de défaillance liés à l'emploi d'un seul thermocouple.

I.2 Etude de l'influence des paramètres de formage

I.2.a Mise en place du protocole expérimental

L'objectif du dispositif expérimental est d'analyser l'influence de 5 paramètres (le verre, le matériau du poinçon et sa température initiale, la lubrification et la pression de contact verre/poinçon) sur h_c et sur les évolutions de température dans le verre et dans le poinçon. Cette analyse est menée en réalisant des essais dans des conditions représentatives des procédés industriels de fabrication soufflé-soufflé et pressé-soufflé. Les jeux d'essais sont définis en faisant varier chacun de 5 paramètres de la façon suivante :

- le cristal et le verre sont testés,
- trois matériaux différents sont utilisés pour le poinçon : la fonte FGS, la fonte FGL et l'acier XC38,
- le contact avec ou sans lubrification est analysé,
- le poinçon est chauffé à 4 températures différentes : 350 °C, 400 °C, 430°C ou 480 °C,
- deux types de pressions de contact à l'interface verre/poinçon sont appliqués :
 - des pressions constantes de 0,2 b et 2,0 b, pressions standard du procédé soufflé-soufflé,
 - des pressions évolutives de 0 b à 15 b et de 0 b à 36 b, pressions représentatives de la phase de pressage du procédé pressé-soufflé.

La réalisation d'un essai requiert une phase de préparation pour le poinçon et pour le verre. La surface de contact du poinçon est polie à l'aide d'un disque abrasif SIC G400. La taille de grain du disque de 35 μm permet d'obtenir des valeurs de rugosité moyenne R_a comprises entre 1 μm et 2,5 μm . Deux thermocouples sont soudés par arc dans le poinçon à une distance comprise entre 1 mm et 3 mm de la surface de contact (§1.1.c). Comme il est difficile de souder exactement à la même position lors de chaque essai, une photo numérique de la soudure est prise (Figure 13). Cette photo numérique est ensuite analysée pour déterminer la position exacte de la soudure par rapport à la surface de contact. Pour une distance de 1 cm sur le réglet, le nombre de pixels est connu et le rapport R entre la distance et le nombre de pixels est calculé. Entre la soudure et la surface de contact, le nombre de pixels est évalué et grâce au rapport R, la distance entre la soudure et la surface est déterminée. Le poinçon est fixé au mors supérieur de la machine de traction/compression puis est chauffé. En cas de lubrification, le lubrifiant est appliqué avant l'essai sur la surface de contact à l'aide d'un corps spongieux, de manière à reproduire la pratique industrielle réalisée sur les moules en soufflé-soufflé et en pressé-soufflé. La seconde étape de la préparation concerne le verre. Après avoir déposé le creuset contenant le verre sur la plaque support située sur la machine de traction/compression (Figure 7(b)), la remontée

du vérin hydraulique jusqu'à une position préprogrammée pour tous les essais par l'utilisateur permet la mise en contact verre/poinçon. Pour que le verre soit au contact à l'arrêt du vérin, une masse de verre de 190 g est déposée dans le creuset et permet donc d'avoir un niveau identique dans ce creuset.

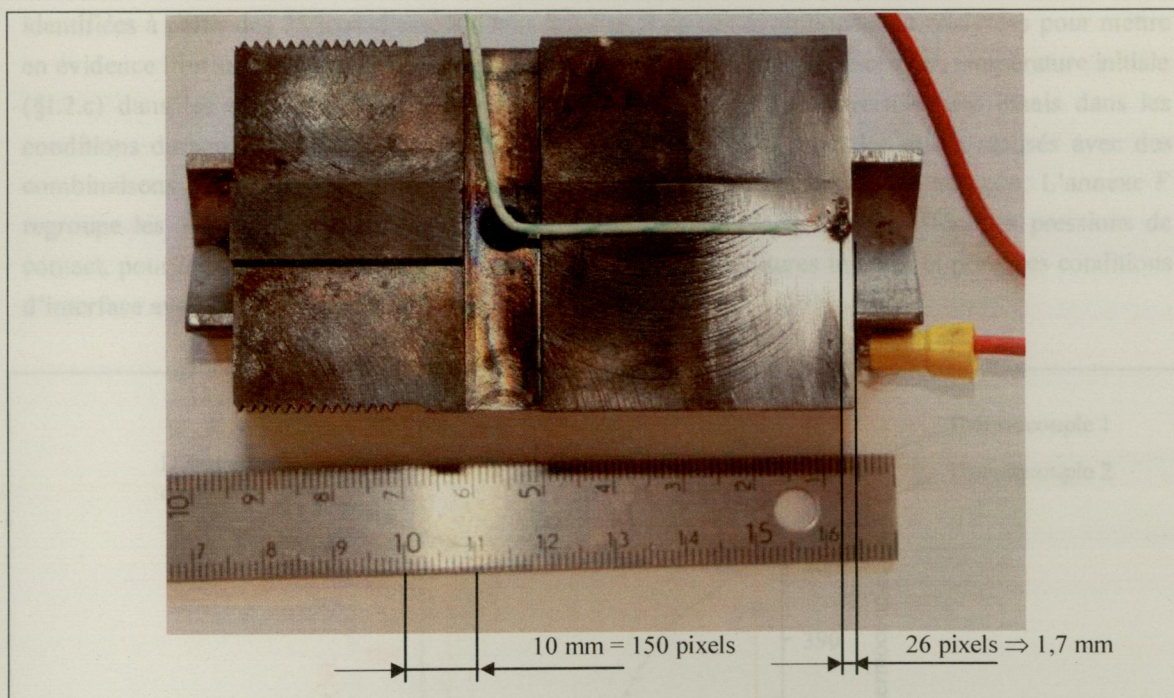


Figure 13 : Calcul de la distance entre la soudure du thermocouple et la surface de contact du poinçon à partir de la photo numérique.

Chaque essai combinant un jeu prédéterminé pour les 5 paramètres est répété 5 fois. Pour ces 5 essais, les évolutions de température aux deux thermocouples et les efforts exercés sur le mors supérieur de la machine de traction/compression sont enregistrés. L'identification de h_c est réalisée à partir des 5 relevés issus du thermocouple le plus proche de la surface de contact du poinçon (courbe noire, Figure 14). Le second jeu de 5 relevés, issu du second thermocouple (courbe grise, Figure 14), ne sert qu'en cas de problème de mesure avec le premier jeu de 5 relevés (§I.1.c). Pour chaque relevé, le début du contact verre/poinçon ($t = 0$ s) est détecté par l'accroissement de l'effort (Figure 14). 9 valeurs de température (une à chaque demi seconde sur les 4 s suivant le début du contact) sont relevées puis interpolées par un polynôme de degré 4. Ce polynôme permet ensuite d'extrapoler 41 mesures de température correspondant à chaque dixième de seconde du contact verre/poinçon.

A partir des 5 évolutions extrapolées sur les 4 premières secondes de contact, l'évolution moyenne est déterminée par moyennation des températures à chaque dixième de seconde. A ces mêmes dixièmes de seconde, l'écart type est calculé avec les 5 valeurs de température et l'intervalle cible est déterminé à partir de la température moyenne à plus ou moins deux écarts types. Si une valeur de température est hors de l'intervalle cible, l'évolution à laquelle elle appartient est supprimée. La procédure – calcul de la moyenne, de l'écart type et de l'intervalle cible – est de nouveau appliquée. En prenant une valeur de température à chaque dixième de seconde jusqu'à 4 s, l'identification de h_c est ensuite réalisée par recalage entre les 41 mesures moyennes (valeur de M pour la procédure d'identification décrite en Annexe B) de températures et les 41 valeurs de températures obtenues avec le modèle 1D Différences

Finies (Figure 6). Le processus itératif d'identification (Annexe B) est stoppé lorsque l'erreur relative sur la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_{21})$ (4) est inférieure à 0,1 %.

En combinant les 5 paramètres décrits en début de paragraphe, 25 jeux d'essais sont réalisés dans les conditions des procédés soufflé-soufflé et pressé-soufflé. Ce sont donc 25 évolutions h_c qui ont été identifiées à partir des 25 jeux d'essais. Dans la suite, 9 de ces évolutions sont analysées pour mettre en évidence l'influence de la lubrification (§1.2.b), du matériau du poinçon et de sa température initiale (§1.2.c) dans les conditions soufflé-soufflé. Les 4 autres résultats concernant des essais dans les conditions du soufflé-soufflé sont donnés en annexe E : ils concernent les essais réalisés avec des combinaisons différentes en terme de matériaux et de température initiale de poinçon. L'annexe F regroupe les 12 essais dans les conditions du pressé-soufflé réalisés pour différentes pressions de contact, pour les trois matériaux de poinçon à différentes températures initiales et pour des conditions d'interface avec ou sans lubrification.

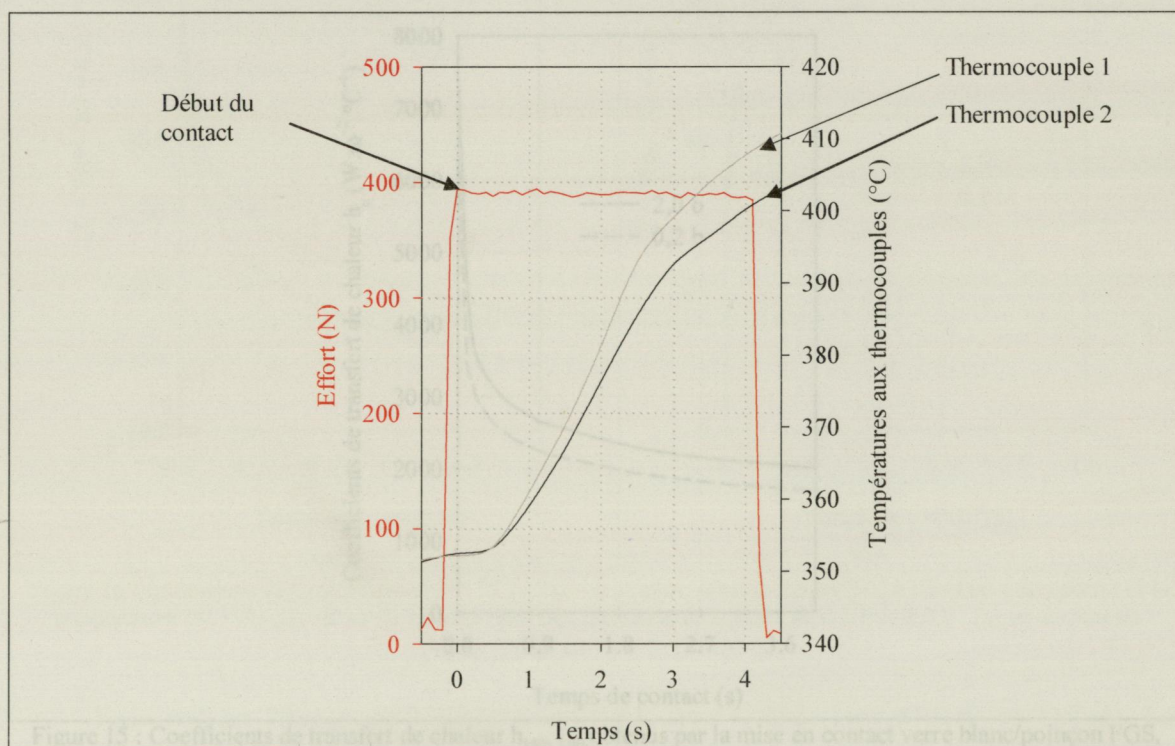


Figure 14 : Courbes d'effort et de températures relevées lors de la mise en contact verre blanc/poinçon en FGS, poinçon à la température initiale de 350 °C et lubrifié avec le lubrifiant Lub2, à une pression de contact de 2,0 b.

1.2.b Etude de l'influence de la lubrification

Pour analyser l'influence de la lubrification sur h_c , des essais sont réalisés dans les conditions représentatives du procédé de fabrication soufflé-soufflé, à savoir le verre blanc et la fonte FGS pour le poinçon. La température initiale du verre, en sortie de four, est de 1130 °C (§1.1.b). La température du poinçon est de 430 °C. Les essais sont réalisés avec une pression de contact de 2,0 b (pression standard du procédé soufflé-soufflé) puis avec une pression de 0,2 b (pression minimale pouvant être obtenue en essai). La première série d'essais est effectuée sans lubrification du poinçon pour les deux pressions. Les résultats de ces essais sont complètement présentés en Annexe E.

Les évolutions sur les 4 s de contact du coefficient de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$, identifiées par méthode inverse à partir des essais avec les pressions de contact de 0,2 b et 2,0 b, sont présentées sur la Figure 15 et dans le Tableau 3. Pour les deux pressions, les évolutions $h_{\text{sans Lub}}$ sont similaires. Pour un temps de contact inférieur à 1 s, la contraction rapide du verre entraîne un accroissement important de l'épaisseur de la couche à l'interface verre/poinçon et donc une diminution très importante des deux h_c : $h_{\text{sans Lub}}$ décroît de 7317 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement 6165 W.m⁻².°C⁻¹) à t = 0 s à la valeur de 2615 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement 2200 W.m⁻².°C⁻¹) à t = 1 s pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b) (Tableau 3). Ensuite, la diminution du gradient thermique à l'interface verre/poinçon provoque le maintien de l'épaisseur de la couche à l'interface verre/poinçon ; au-delà de 1 s de contact, h_c est quasi constant. Après 4 s de contact, $h_{\text{sans Lub}}$ se stabilise autour de 1996 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement 1678 W.m⁻².°C⁻¹) pour l'essai avec la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b).

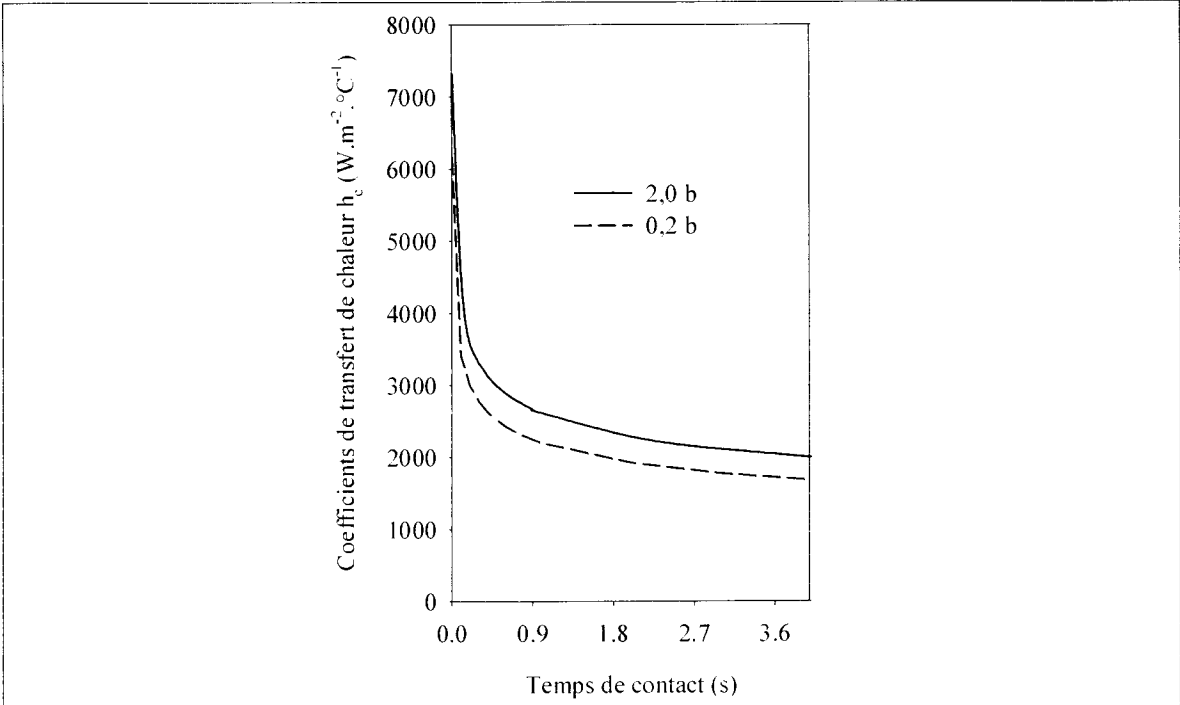


Figure 15 : Coefficients de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ obtenus par la mise en contact verre blanc/poinçon FGS, poinçon non lubrifié à la température initiale de 430 °C, avec des pressions de contact de 0,2 b et 2.0 b.

Tableau 3 : Coefficients de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ à des pressions de contact de 0,2 b et 2.0 b.

Temps de contact (s)	0	1	2	3	4
$h_{\text{sans Lub}}$ (W.m ⁻² .°C ⁻¹) à la pression de 2,0 b	7317	2615	2285	2111	1996
$h_{\text{sans Lub}}$ (W.m ⁻² .°C ⁻¹) à la pression de 0,2 b	6165	2200	1920	1775	1678

Les températures en surface de verre (Figure 16(a)) et de poinçon (Figure 16(b)) sur 1 s sont ensuite analysées (1 s correspond à la durée moyenne du contact verre/moule lors de chaque étape de formage du procédé soufflé-soufflé). La différence de température $\Delta T = T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ est calculée avec le modèle 1D Différences Finies (Figure 6)) et avec l'évolution $h_{\text{sans Lub}}$ identifiée (Figure 15). $T(t)$ correspond à la température en surface de verre (nœud 201) ou en surface de poinçon (nœud 1) au temps t. $T(t = 0 \text{ s})$ est la température, à l'instant de la mise en contact, au nœud 201 de la surface du

verre ($T(t = 0 \text{ s}) = 1074 \text{ °C}$) ou au nœud 1 de la surface du poinçon ($T(t = 0 \text{ s}) = 430 \text{ °C}$). Sans lubrification, la température de surface de verre décroît de 354 °C (respectivement 320 °C) après 1 s de contact pour l'essai avec la pression de 2,0 b (respectivement 0,2 b) (Figure 16(a)). La température de surface de poinçon augmente de 74 °C (respectivement 68 °C) après 1 s de mise en contact pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b) (Figure 16(b)).

Une variation de la pression de contact de 0,2 b à 2,0 b entraîne une variation de 10 % des températures de surface de verre et de poinçon après 1 s de contact.

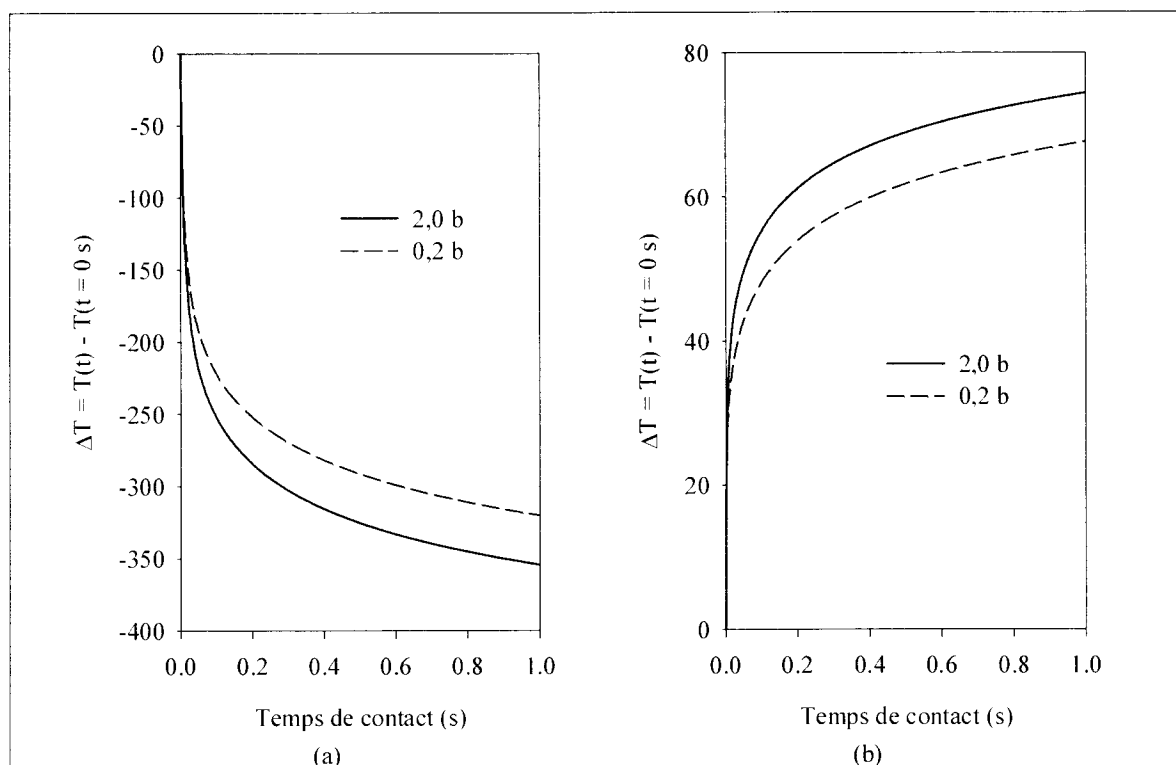


Figure 16 : Evolutions de la différence $\Delta T = T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ entre la température $T(t)$ à l'instant t du contact et la température $T(t = 0 \text{ s})$ au début du contact pour des pressions de contact de 0,2 b et 2,0 b : (a) en surface de verre, (b) en surface du poinçon.

Pour analyser l'impact de la lubrification sur h_c , une seconde série d'essais est réalisée. Le poinçon est lubrifié avec les lubrifiants Lub1 et Lub2 de la Société Belge Sogelub. Ces deux lubrifiants sont couramment utilisés par les industriels verriers pour lubrifier le moule ébaucheur et le moule finisseur dans le procédé soufflé-soufflé. Ces essais sont réalisés dans les mêmes conditions que les essais précédents. Les résultats de ces essais (h_c et différences de température ΔT) sont donnés en détail en annexe E.

Les coefficients de transfert de chaleur $h_{1,ub1}$ et $h_{1,ub2}$ sont respectivement identifiés par méthode inverse à partir des relevés de température aux thermocouples lors des essais effectués avec les lubrifiants Lub1 et Lub2. Les évolutions h_c obtenues avec lubrification sont identiques aux évolutions h_c de la Figure 15 obtenues sans avoir au préalable lubrifié le poinçon : $h_{1,ub1}$ et $h_{1,ub2}$ décroissent fortement la première seconde du contact et se stabilisent sur la période [1 s ; 4 s]. Les différences avec les valeurs $h_{\text{sans Lub}}$ (Tableau 3), sur les 4 s de contact, sont données au Tableau 4 pour $h_{1,ub1}$ et $h_{1,ub2}$. Pour l'essai avec le lubrifiant Lub1 à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b), la différence entre $h_{\text{sans Lub}}$ et $h_{1,ub1}$, à l'instant de la mise en contact, est de $-937 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement

- $790 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$). Après un temps de contact de 1 s, cette différence est de - $365 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement - $308 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b). Entre $t = 1 \text{ s}$ et $t = 4 \text{ s}$, la différence entre $h_{\text{sans Lub}}$ et h_{Lub1} est quasi-constante, et égale à - $300 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement - $250 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) pour la pression de 2,0 b (respectivement 0,2 b) (Tableau 4). Pour le lubrifiant Lub2 et pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b), la différence entre $h_{\text{sans Lub}}$ et h_{Lub2} est de - $172 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement - $144 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) à $t = 0 \text{ s}$. Après 1 s de contact, cette différence est de - $125 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement - $106 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) pour l'essai à la pression de 2,0 b (respectivement 0,2 b). Dans les 3 s suivantes, la différence se stabilise à la valeur moyenne de - $110 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ pour l'essai à 2,0 b et $90 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ pour l'essai à 0,2 b (Tableau 4).

En conclusion, sur la base des essais avec les lubrifiants Lub1 et Lub2 et en comparant les évolutions h_{Lub1} et h_{Lub2} avec $h_{\text{sans Lub}}$ sur les 4 premières secondes du contact :

- Quelle que soit la pression de contact à l'interface verre/poinçon, les valeurs h_c diminuent de :
 - 12,8 % pour un temps de contact inférieur à 1 s et 14 % entre $t = 1 \text{ s}$ et $t = 4 \text{ s}$ pour le lubrifiant Lub1.
 - 2,3 % pour un temps de contact inférieur à 1 s et 5 % entre $t = 1 \text{ s}$ et $t = 4 \text{ s}$ pour le lubrifiant Lub2.
- Il apparaît donc, d'après le résultat précédent, que le lubrifiant Lub1 est plus isolant thermiquement que le lubrifiant Lub2 (h_{Lub1} inférieur de 10 % à h_{Lub2}).
- Quelle que soit la condition d'interface (lubrification ou non), en comparant les valeurs h_c obtenues lors des essais aux pressions de contact de 0,2 b et 2,0 b, l'augmentation de la pression se traduit par une augmentation de h_c de 16 % sur la durée de contact de 4 s.

Tableau 4 : Différences $h_{\text{Lub1}} - h_{\text{sans Lub}}$ et $h_{\text{Lub2}} - h_{\text{sans Lub}}$ pour des pressions de contact de 0,2 b et 2,0 b.

Temps de contact (s)	0	1	2	3	4
$h_{\text{Lub1}} - h_{\text{sans Lub}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) à la pression de 2,0 b	- 937	- 365	- 322	- 301	- 281
$h_{\text{Lub1}} - h_{\text{sans Lub}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) à la pression de 0,2 b	- 790	- 308	- 269	- 251	- 238
$h_{\text{Lub2}} - h_{\text{sans Lub}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) à la pression de 2,0 b	- 172	- 125	- 120	- 111	- 106
$h_{\text{Lub2}} - h_{\text{sans Lub}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) à la pression de 0,2 b	- 144	- 106	- 95	- 90	- 87

Les effets de la lubrification sur les niveaux températures en surface de verre et en surface poinçon sont à présent analysés. La Figure 17(a) présente les écarts relatifs sur les différences absolues de températures ΔT , obtenues par le modèle 1D Différences Finies, en surface de verre pour les essais avec les lubrifiants Lub1 et Lub2 par rapport à l'essai sans lubrifiant. Pour le lubrifiant Lub1, l'écart relatif décroît de 11,6 % (respectivement 13 %) au début du contact à 6,5 % (respectivement 7,5 %) à $t = 1 \text{ s}$ pour l'essai avec la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b). Pour le lubrifiant Lub2, l'écart relatif est quasi constant et égal à 2,6 % (respectivement 3 %) pour la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b).

Les conclusions de cette analyse sont :

- L'ajout d'un lubrifiant a pour effet de limiter la diminution de température en surface de verre.
- Les effets des deux lubrifiants sont différents :
 - dépendants de la durée du contact pour le lubrifiant Lub1.
 - constants quelle que soit la durée du contact pour le lubrifiant Lub2.

- Le lubrifiant Lub1 est plus isolant thermiquement que le lubrifiant Lub2. En effet, la température de surface du verre avec Lub1 est supérieure de 3 % à la température de surface du verre avec Lub2.
- La conclusion précédente confirme la qualité thermique de Lub1 formulée lors de l'analyse des valeurs de h_c (Tableau 4).

En considérant maintenant les différences absolues de températures ΔT en surface de poinçon (Figure 17(b)), la lubrification avec Lub1 conduit à une diminution de l'écart relatif de 11 % (respectivement de 12,6 %) au début du contact à 5 % (respectivement 5,5 %) après 1 s pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b). Pour le lubrifiant Lub2, à partir d'un temps de contact de 0,1 s, l'écart relatif se stabilise autour de 1,7 % (respectivement 1,8 %) pour l'essai à la pression de contact de 2,0 b (respectivement 0,2 b).

Les conséquences de la lubrification pour le poinçon sont donc :

- L'augmentation de température du poinçon est limitée en utilisant un lubrifiant.
- Les effets des deux lubrifiants sur les températures de surface de poinçon sont similaires aux effets sur les températures de surface de verre :
 - dépendant de la durée de contact pour Lub1,
 - quasi-constant sur la durée du contact pour Lub2.
- Le lubrifiant Lub1 est plus isolant thermiquement que le lubrifiant Lub2. L'augmentation de température en surface du poinçon lubrifié avec Lub1 est inférieure de 2,3 % à l'augmentation de température en surface de poinçon lubrifié avec Lub2.
- La capacité isolante thermique du lubrifiant Lub1 est à nouveau confirmée par l'analyse thermique côté poinçon.

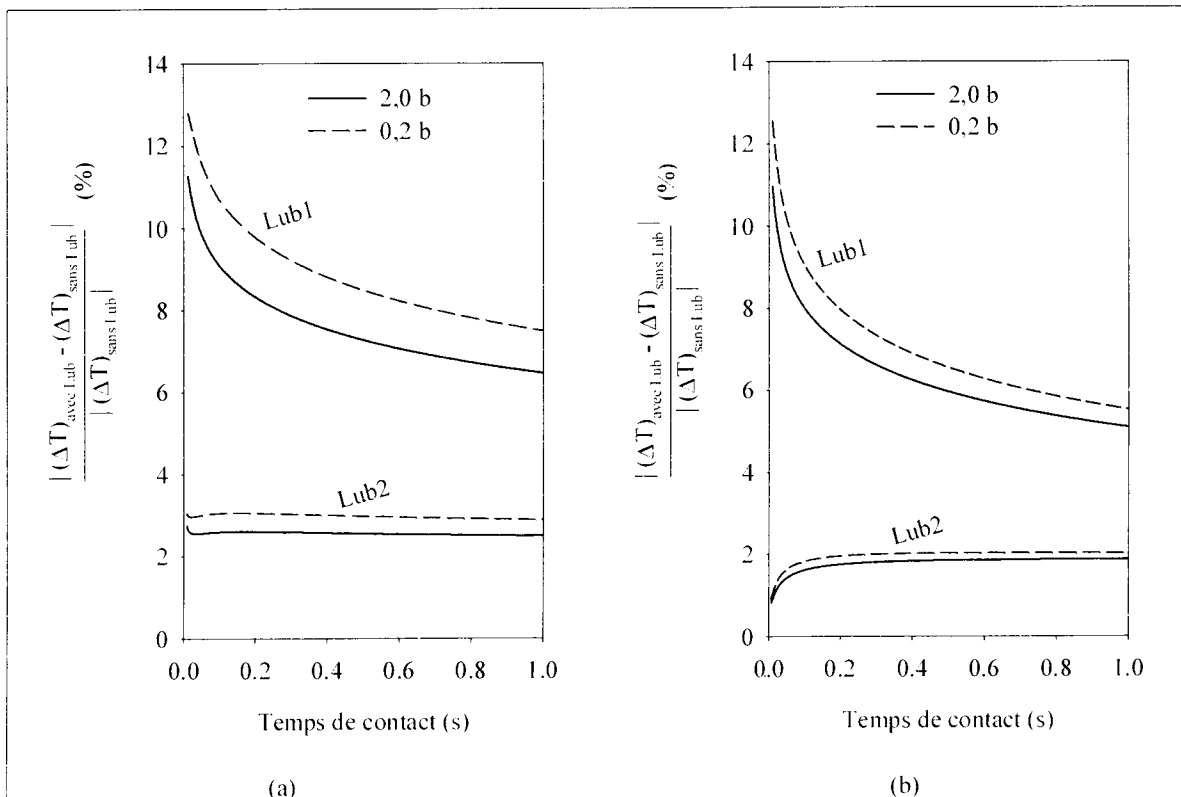


Figure 17 : Ecarts relatifs sur les différences absolues de température $\Delta T = T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ obtenues avec les lubrifiants Lub1 et Lub2 par rapport à la différence absolue de température obtenue sans lubrifiant : (a) en surface de verre, (b) en surface de poinçon.

1.2.c Etude de l'influence du matériau et de la température initiale du poinçon

L'impact du matériau utilisé pour le poinçon et l'impact de la température initiale du poinçon sur h_c et sur les températures du verre et du poinçon sont étudiés dans ce paragraphe. Les résultats de l'essai avec le lubrifiant Lub1 du §1.2.b (verre blanc, poinçon en fonte FGS à 430 °C, pression de contact de 2,0 b) servent de référence. Le Tableau 5 rappelle sous forme de valeurs numériques l'évolution h_{Lub1} .

Tableau 5 : Coefficient de transfert de chaleur h_{Lub1} obtenu par la mise en contact verre blanc/poinçon FGS, poinçon à la température initiale de 430 °C et lubrifié avec Lub1, pour une pression de contact de 2,0 b.

Temps de contact (s)	0	1	2	3	4
$h_{Lub1} \text{ (W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}\text{)}$	6380	2250	1963	1812	1713

L'influence du matériau du poinçon est étudiée dans un premier temps. Les résultats de référence (fonte FGS) sont confrontés aux résultats d'essais réalisés avec le poinçon en fonte FGL et en acier XC38 dans les mêmes conditions de température, de pression et de lubrification (Annexe E). Les coefficients de transfert de chaleur h_{FGL} et h_{XC38} sont identifiés par méthode inverse. Ces deux évolutions h_{FGL} et h_{XC38} sont semblables aux évolutions $h_{sans\ Lub}$ de la Figure 15. Les différences avec les valeurs h_{Lub1} (Tableau 5) sont données pour h_{FGL} et h_{XC38} au Tableau 6. A l'instant de la mise en contact verre/poinçon, la différence entre h_{FGL} et h_{Lub1} (respectivement h_{XC38} et h_{Lub1}) est de + 892 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement + 710 W.m⁻².°C⁻¹). Après 1 s de contact, la différence entre h_{FGL} et h_{Lub1} (respectivement entre h_{XC38} et h_{Lub1}) est de + 326 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement + 203 W.m⁻².°C⁻¹). Au-delà de cette première seconde de contact et jusqu'à t = 4 s, la différence entre h_{FGL} et h_{Lub1} (respectivement h_{XC38} et h_{Lub1}) est quasi constante et égale à + 266 W.m⁻².°C⁻¹ (respectivement + 158 W.m⁻².°C⁻¹).

En conclusion de la comparaison des valeurs h_c obtenues avec les différents poinçons :

- Utiliser un autre matériau que la fonte FGS pour le poinçon engendre une augmentation de h_c :
 - de 14,5 % sur toute la durée du contact pour un poinçon en fonte FGL,
 - de 11,1 % pour un temps de contact inférieur à 1 s et 8,7 % entre t = 1 s et t = 4 s pour un poinçon en acier XC38.
- La conductivité thermique à la température de 450 °C de la fonte FGS, de l'acier XC38 et de la fonte FGL sont respectivement de 35 W.m⁻¹.°C⁻¹, 40 W.m⁻¹.°C⁻¹ et 44 W.m⁻¹.°C⁻¹ (Annexe C). Il apparaît donc que plus la conductivité thermique du matériau est importante, plus h_c à l'interface verre/poinçon est important. Cela confirme les résultats obtenus par Höhne et Al. après la mise en contact d'un verre ambre avec des poinçons de nuances différentes (fonte lamellaire R-26, fonte sphéroïdale R-40 et acier allié X10CrNiS18,9) [HOH 03].

Tableau 6 : Différence entre les coefficients de transfert de chaleur h_{XC38} et h_{Lub1} , et entre h_{FGL} et h_{Lub1} .

Temps de contact (s)	0	1	2	3	4
$h_{XC38} - h_{Lub1} \text{ (W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}\text{)}$	+ 710	+ 203	+ 172	+ 156	+ 145
$h_{FGL} - h_{Lub1} \text{ (W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}\text{)}$	+ 892	+ 326	+ 285	+ 264	+ 250

L'impact du changement de matériau du poinçon sur les températures de surface de verre et de poinçon est maintenant étudié. La Figure 18(a) présente les écarts relatifs sur les différences absolues de températures ΔT , obtenues avec le modèle 1D Différences Finies (Annexe A), en surface de verre pour les essais avec le poinçon en fonte FGL et celui en acier XC38 par rapport à l'essai avec le poinçon en fonte FGS. Pour le poinçon en fonte FGL, l'écart relatif décroît de 14,2 % au début du contact à 10,3 % après 1 s. Pour le poinçon en acier XC38, pour un temps de contact supérieur à 0,05 s, l'écart relatif décroît de 9,8 % à 8,1 % à $t = 1$ s.

En conclusion,

- l'utilisation d'un poinçon en fonte FGL ou en acier XC38 engendre une diminution plus importante de la température de surface du verre,
- comme pour l'analyse précédente menée sur les valeurs h_c , la diminution de la température en surface de verre est liée à l'augmentation de la conductivité thermique du poinçon.

Les écarts relatifs sur les différences absolues de températures ΔT en surface de poinçon pour les essais avec le poinçon en fonte FGL et en acier XC38 par rapport à l'essai avec le poinçon en fonte FGS sont présentés en Figure 18(b). Pour le poinçon en fonte FGL, l'écart relatif augmente de 13,7 % à l'instant de la mise en contact à 17,2 % après 1 s. Pour le poinçon en acier XC38, cet écart relatif est quasi-constant sur toute la durée du contact et égal à 10,2 %.

En conséquence, choisir un poinçon en fonte FGL ou en acier XC38 :

- permet de limiter l'augmentation de la température du poinçon et cela d'autant plus que la conductivité thermique est plus importante,
- constitue un facteur important pour les industriels : l'utilisation d'un moule en fonte FGL (ou en acier XC38), plus conducteur qu'un moule en fonte FGS, permettra de refroidir plus rapidement le verre et donc d'augmenter les cadences de production comme l'a indiqué de Vaucorbeil [DEV 03].

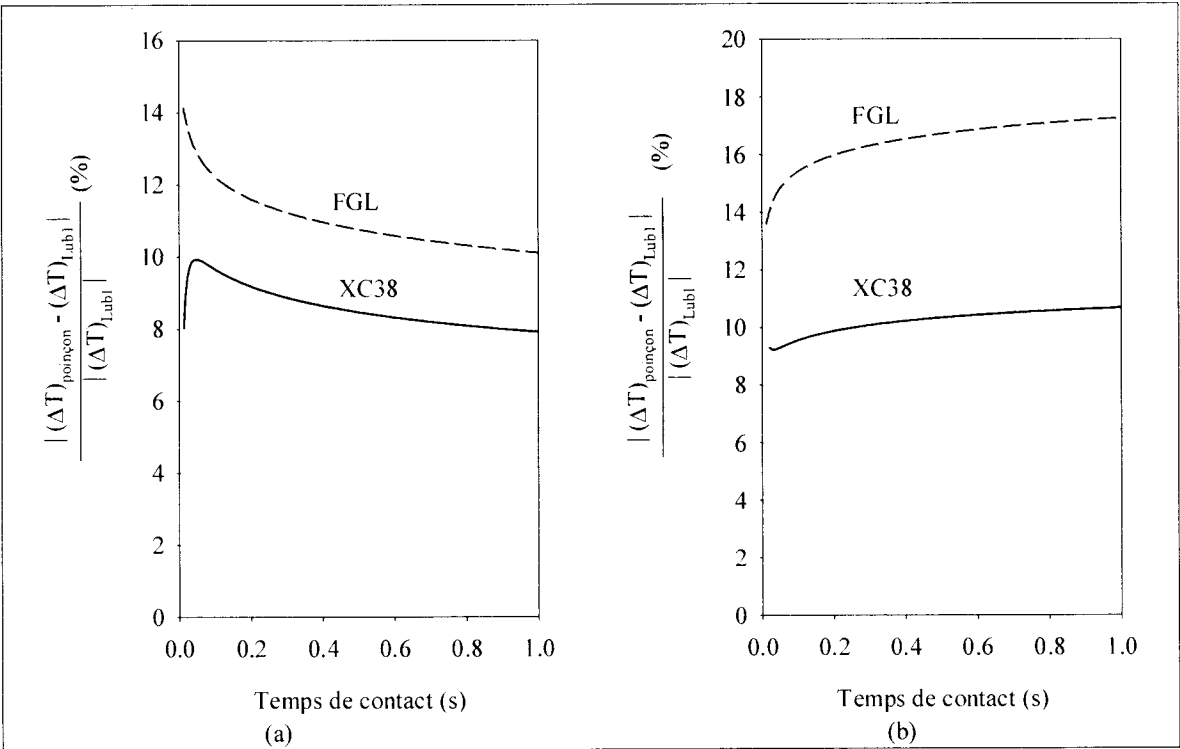


Figure 18 : Ecart relatifs absolus sur les différences de température $\Delta T_{\text{poinçon}} = T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ obtenues avec le poinçon en fonte FGL et en acier XC38 par rapport à la différence de température ΔT_{Lub1} obtenue avec le poinçon en fonte FGS : (a) en surface de verre, (b) en surface de poinçon.

L’impact de la température initiale du poinçon sur h_c et sur les températures du verre et du poinçon est ensuite analysé. Pour cette analyse, les résultats de référence (h_{Lub1} et ΔT_{Lub1} en surface de verre et de poinçon) sont comparés aux résultats de l’essai réalisé avec le poinçon en fonte FGS, à la température initiale de 350 °C et dans les mêmes conditions de pression et de lubrification. Les résultats complets de cet essai ($h_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}}$ et $\Delta T_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}}$) sont présentés dans l’annexe E. Les différences entre $h_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}}$ et h_{Lub1} sur les 4 s du contact sont présentées au Tableau 7. La différence, à l’instant de la mise en contact, est de - 230 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ et, à $t = 1 \text{ s}$, est de - 217 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$. Entre la première et la dernière seconde du contact, la différence reste stabilisée autour de 200 $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$. Les conclusions relatives à la comparaison des évolutions h_{Lub1} et $h_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}}$, identifiées sur les 4 s de la mise en contact, sont :

- La diminution de la température initiale du poinçon de 430 °C à 350 °C provoque une diminution de h_c de l’ordre de :
 - 4 % pour un temps de contact inférieur à 1 s.
 - 10,5 % pour un temps entre 1 s et 4 s.

Ce résultat est comparable aux résultats obtenus par Fellows et Al. [FEL 78] : plus la température initiale du poinçon diminue, plus l’échange thermique diminue

Tableau 7 : Différence entre les coefficients de transfert de chaleur $h_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}}$ et h_{Lub1} .					
Temps de contact (s)	0	1	2	3	4
$h_{\text{Lub1 } 350 \text{ °C}} - h_{\text{Lub1}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$)	- 230	- 217	- 204	- 196	- 191

Les différences de températures ΔT en surface de verre et de poinçon, calculées avec le modèle 1D Différences Finies et l'évolution $h_{\text{Lub1 } 350^\circ\text{C}}$ identifiée sont maintenant analysées.

La Figure 19(a) donne les écarts relatifs sur les différences de température ΔT en surface de verre pour l'essai avec le poinçon à la température initiale de 350°C par rapport à l'essai avec le poinçon à la température initiale de 430°C . Hors mis sur le premier dixième de seconde du contact, l'écart relatif est stable autour de 9,5 %.

En conclusion :

- la diminution de la température initiale du poinçon provoque un refroidissement plus important en surface de verre. Cette tendance est retrouvée dans les travaux de Fellows et Al. [FEL 78].

Les écarts relatifs sur les différences de température ΔT en surface de poinçon pour l'essai avec le poinçon à la température initiale de 350°C par rapport à l'essai avec le poinçon à la température initiale de 430°C sont présentés en Figure 19(b). A partir de $t = 0,1$ s jusque $t = 1$ s, l'écart relatif est constant et égal à 9,5 %.

La conséquence de la diminution de la température initiale du poinçon est :

- d'engendrer une augmentation de la température de surface du poinçon.

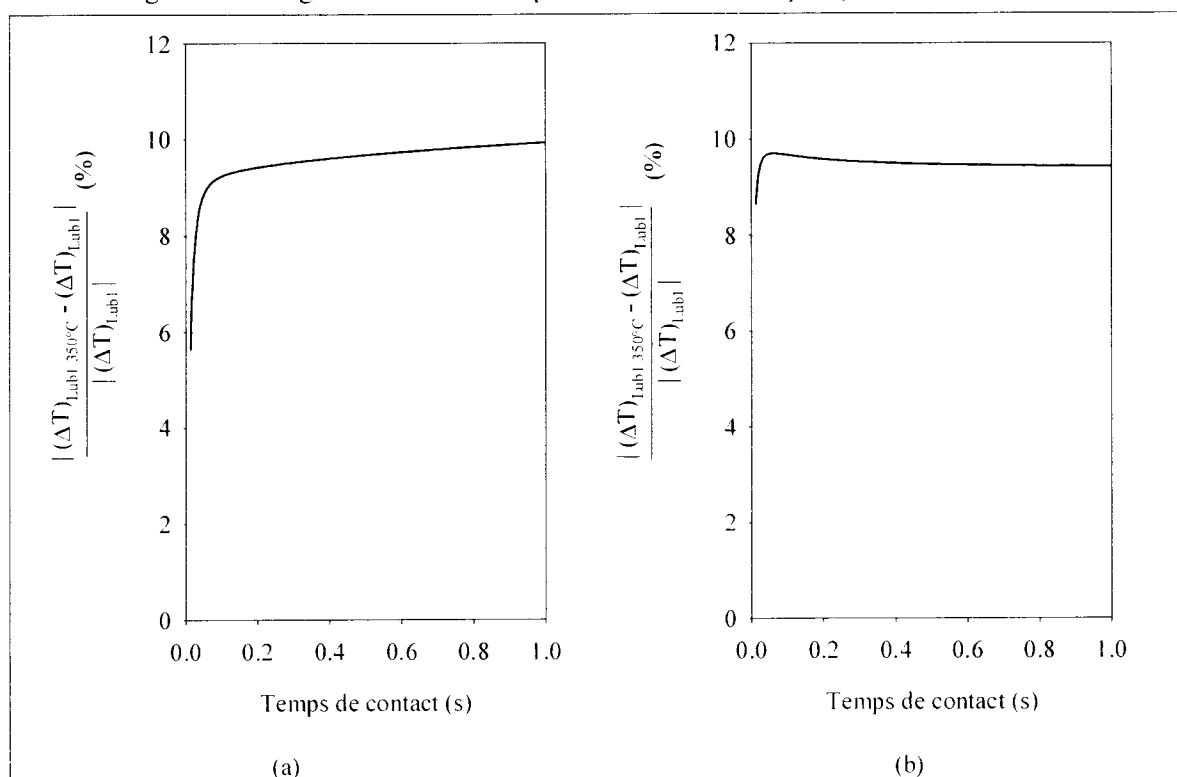


Figure 19 : Ecart relatif sur les différences absolues de température $\Delta T_{\text{Lub1 } 350^\circ\text{C}} - T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ obtenue avec le poinçon en fonte FGS à 350°C par rapport à la différence de température ΔT_{Lub1} obtenue avec le poinçon en fonte FGS à 430°C : (a) en surface de verre, (b) en surface de poinçon.

Conclusions

Un essai expérimental permettant de caractériser l'échange thermique à l'interface verre/poinçon dans des conditions variables en terme de matériaux, de températures, de pressions et de

conditions d'interface est mis au point. Le coefficient de transfert de chaleur est identifié par méthode inverse en minimisant l'écart entre les évolutions de températures issues de thermocouples positionnés dans le poinçon et les évolutions de températures calculées par le modèle 1D Différences Finies représentant la mise en contact verre/poinçon. Les températures dans le poinçon sont homogènes et obtenues grâce aux relevés aux thermocouples. Les cartes de température du cristal et du verre blanc sont déterminées au moyen de deux modèles thermiques Eléments Finis permettant de simuler les phases de transfert du creuset contenant le verre depuis l'ouverture du four jusqu'à l'instant de la mise en contact verre/poinçon. Ces cartes de températures du poinçon et du verre sont introduites dans le modèle 1D Différences Finies. Pour identifier h_c avec une précision de 0,03 %, les thermocouples doivent être positionnés dans le poinçon à une profondeur comprise entre 1 mm et 3 mm. Le protocole d'essais mis en place – répétition d'un essai 5 fois puis traitement statistique des relevés de températures – permet ensuite d'identifier 25 évolutions h_c , regroupées dans une base de données et obtenues dans des conditions représentatives des procédés de fabrication soufflé-soufflé et pressé-soufflé.

L'essai expérimental a permis d'obtenir des résultats nouveaux concernant l'impact de la lubrification sur h_c et sur les évolutions de températures du verre et du poinçon dans les conditions soufflé-soufflé.

Un poinçon lubrifié permet de :

- diminuer h_c de 12,8 % par rapport à un poinçon non lubrifié,
- limiter le refroidissement du verre de 11,6 % et l'échauffement du poinçon de 11 % en terme de températures.

L'essai expérimental a aussi permis le comparatif de deux lubrifiants en montrant que Lub1 est plus isolant que Lub2. En effet :

- Lub1 provoque une diminution de 10 % de h_c par rapport à Lub2.
- Lub1 permet de limiter, en terme de température, l'échauffement du poinçon de 2,3 % et le refroidissement du verre de 3 % par rapport à Lub2.

Cet essai expérimental a enfin permis de confirmer certains résultats de la littérature obtenus par les auteurs suivants :

- Höhne et Al. [HOH 03] : l'augmentation de la conductivité thermique du poinçon engendre une augmentation de h_c ,
- Fellows et Shaw [FEL 78] : une diminution de la température initiale du poinçon entraîne une diminution de h_c .

CHAPITRE II – Intégration de coefficients de transfert de chaleur h_c évolutifs dans Abaqus

Introduction

Le code de calculs par Éléments Finis Abaqus est utilisé au LAMIH pour les simulations thermomécaniques des procédés de mise en forme. Abaqus utilise l'approche surface maître/surface esclave lorsque deux corps sont en contact [ABA 04]. La surface maître correspond généralement à la surface de contact du corps non déformable (outil de formage) et la surface esclave est alors la surface du corps déformable (pièce à mettre en forme). Pour appliquer un coefficient de transfert de chaleur h_c entre deux corps, donc à l'interface des surfaces maître et esclave, l'utilisateur peut procéder de deux manières dans Abaqus : via le fichier de données ou via une sous-routine spécifique.

Le fichier de données contient les données nécessaires au calcul comme la définition des nœuds et des éléments des deux corps, la définition des surfaces maître et esclave, des conditions limites ou des temps d'étude. Dans ce fichier, h_c peut être défini en fonction de la pression de contact régnant à l'interface des deux corps ou en fonction de la distance séparant les surfaces maître et esclave. Dans le fichier de données, il est impossible d'introduire des valeurs de h_c fonction du temps de contact telles que celles identifiées par l'essai expérimental au §1.2.

Pour remédier à ce problème, l'utilisateur doit programmer une sous-routine spécifique, GAPCON, et interne à Abaqus. La limitation réside ici dans le fait que l'utilisateur ne peut appliquer que des valeurs h_c sur les nœuds appartenant à la surface esclave. Abaqus applique ensuite lui-même les valeurs h_c aux nœuds de la surface maître. En utilisant la sous-routine, il est donc impossible pour l'utilisateur d'appliquer une valeur h_c aux nœuds de la surface maître comme il peut le faire aux nœuds de la surface esclave.

Les travaux menés en collaboration avec l'équipe DEMEGI de l'Université de Porto ont pour but de prendre en compte le transfert thermique dans Abaqus via la création d'un élément fini spécifique de contact. Lors d'une simulation, cet élément de contact doit permettre, en fonction des paramètres thermiques et mécaniques (températures et propriétés thermiques des corps, pression et temps de contact) en tout point de l'interface de contact, l'application d'une valeur h_c correspondant à la valeur des paramètres et donc représentative du transfert thermique local. La prise en compte du transfert thermique via l'élément de contact sera validée par le biais de benchmarks. Le premier permettra l'analyse des températures en régime stationnaire dans le cas d'un maillage identique à l'interface des deux corps et pour une interface de contact non évolutive. Le second mettra en évidence les avantages d'utiliser les éléments de contact lorsque les maillages à l'interface sont différents et pour une interface de contact non évolutive. Le dernier permettra de valider la prise en compte du transfert thermique lorsque l'interface de contact évolue au cours du temps.

II.1 Développement de l'élément de contact

II.1.a Formulation Éléments Finis du transfert thermique entre deux corps

Pour prendre en compte dans le code de calculs par Éléments Finis Abaqus un coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface de deux corps en contact en fonction de la température de ces

corps, de leur propriétés thermiques, de la pression de contact et du temps de contact, la méthode retenue consiste à créer des éléments de contact à l'interface [GRE 05b, GRE 06a]. La formulation des éléments de contact est basée sur la formulation développée par Vila Real et Al. pour prendre en compte le transfert thermique entre deux corps métalliques [VIL 04].

En considérant un Corps 1, le transfert thermique dans ce corps est gouverné par l'équation en conduction de la chaleur [ZIE 77] donnée sous sa forme locale par :

$$\nabla T(k_1 \nabla T) - \rho_1 C_1 \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad \forall M \in \text{Volume du Corps 1} \quad (5)$$

où ∇ est l'opérateur gradient, k_1 , ρ_1 , C_1 et T représentent respectivement la conductivité thermique, la masse volumique, la chaleur spécifique et la température au point M du Corps 1. t correspond au temps.

Ce Corps 1 peut être, par exemple, soumis à de la convection sur une surface Γ_1 . La condition limite exprimant la convection est donnée par :

$$-k_1 \frac{\partial T}{\partial n_1} \cdot n_1 = h(T - T_\infty) \quad \forall P \in \Gamma_1 \quad (6)$$

n_1 correspond à la normale extérieure à la surface Γ_1 et $\bullet$ le produit scalaire. h est le coefficient de convection. T_∞ est la température de l'air ambiant.

Pour résoudre le problème thermique, la méthode de Galerkin et une intégration par parties permettent de trouver la forme globale de l'Equation 5 donnée par :

$$\int_{\Omega_1} \delta T \rho_1 C_1 \frac{\partial T}{\partial t} d\Omega_1 + \int_{\Omega_1} k_1 \nabla^T \delta T \nabla T d\Omega_1 + \int_{\Gamma_1} \delta T h (T - T_\infty) d\Gamma_1 = 0 \quad (7)$$

où δT représente une variation de la température T au point M du Corps 1.

Après discrétisation par Éléments Finis du Corps 1, l'Equation (7) s'exprime pour un élément fini V^e sous la forme :

$$C^e \dot{T}_n^e + K^e T_n^e + Q^e = 0 \quad (8)$$

Avec C^e , K^e les matrices élémentaires de capacité thermique et de rigidité thermique de l'élément V^e . Q^e représente le vecteur chargement thermique élémentaire. T_n^e est le vecteur des températures nodales élémentaires de l'élément V^e .

Pour un élément fini soumis sur une partie de sa surface à de la convection, l'échange thermique par convection est pris en compte au niveau de la matrice K^e et du vecteur Q^e de l'Equation (7) par les termes respectifs :

$$K_{\text{conv}}^e = \int_{\Gamma_1^e} N^T h N d\Gamma \quad (9)$$

$$Q_{\text{conv}}^e = \int_{\Gamma_1^e} N^T h T_\infty d\Gamma \quad (10)$$

avec N la matrice d'interpolation de l'élément V^e et Γ_1^e la surface de V^e soumise à de la convection.

Si la surface Γ_1^e est une surface d'échange thermique entre le Corps 1 et un autre Corps 2, au lieu d'être une surface d'échange par convection, les Equations (9) et (10) sont utilisées pour exprimer l'échange thermique de contact en remplaçant le coefficient de transfert de convection h par le coefficient de transfert de chaleur h_c entre le Corps 1 et le Corps 2: T_∞ est remplacée par T_2 la température sur la surface du Corps 2 sur la zone de contact.

II.1.b Développements spécifiques dans Abaqus pour intégrer l'élément de contact

La formulation Eléments Finis du transfert thermique dû au contact entre un Corps 1 et un Corps 2 a été établie dans le paragraphe précédent. Cette partie détaille l'implémentation dans Abaqus des éléments de contact permettant de prendre en compte ce transfert thermique dans le cas de modélisations thermomécaniques axisymétriques de procédés de formage de verre. Pour ce type de modélisation, les éléments de contact sont des éléments à 2 nœuds et à 3 degrés de liberté par nœud : deux translations et une température. Des développements similaires ont été effectués pour des éléments de contact prenant en compte le transfert thermique dans le cas d'une modélisation thermomécanique 3D d'un procédé de mise en forme de verre [GRE 06b] mais, par choix, ne sont pas présentés dans ce mémoire. L'implémentation des éléments de contact dans Abaqus est réalisée à l'aide de deux sous-routines d'Abaqus : la sous-routine URDFIL et la sous-routine UEL. L'implémentation des éléments de contact est complétée par la création de deux fichiers temporaires contactglass.txt et contactmould.txt.

Le premier fichier temporaire créé (contactglass.txt) concerne les éléments de contact positionnés sur la surface du Corps 1 supposée entrer en contact avec le Corps 2. De manière similaire, le second fichier temporaire (contactmould.txt) concerne les éléments de contact sur la surface du Corps 2 qui est susceptible d'entrer en contact avec le Corps 1. Ces deux fichiers contiennent, pour chaque élément de contact et pour chaque nœud, le coefficient de transfert de chaleur h_c , la température T_2 et le temps de contact t . Ces deux fichiers sont mis à jour par URDFIL et lus par UEL.

La sous-routine URDFIL est appelée à chaque fin d'incrément i (Figure 20). Cette sous-routine permet de détecter le contact pour chaque nœud de chaque élément de contact des Corps 1 et 2 à partir de la pression nodale P . En fonction de la valeur de la pression P , la sous-routine agit de la façon suivante :

- si la pression P est nulle, le temps de contact t associé au nœud est nul et les valeurs h_c et T_2 sont nulles,
- si la pression P n'est pas nulle, le temps de contact t associé au nœud est mis à jour et les valeurs h_c et T_2 sont calculées.

Les valeurs t , h_c et T_2 sont alors sauvegardées dans les deux fichiers temporaires pour être lues par la sous-routine UEL lors des itérations de l'incrément suivant. La Figure 21 donne une description complète des actions effectuées dans la sous-routine URDFIL.

La sous-routine UEL est donc appelée à l'incrément suivant ($i+1$), lors de chaque itération et pour chaque élément de contact (Figure 20). Cette sous-routine calcule pour un élément de contact donné, la matrice de rigidité thermique et le vecteur résidu. Par rapport à la formulation Eléments Finis développée au paragraphe précédent (§II.1.a) et plus particulièrement par rapport à la matrice $\mathbf{K}_{\text{conv}}^e$ (9) et au vecteur $\mathbf{Q}_{\text{conv}}^e$ (10), la matrice de rigidité thermique est égale à $\mathbf{K}_{\text{conv}}^e$ et le vecteur résidu est donné par $\mathbf{K}_{\text{conv}}^e \mathbf{T}^c - \mathbf{Q}_{\text{conv}}^e$. Pour effectuer les calculs, UEL utilise les valeurs h_c et T_2 des fichiers temporaires. Pour une description de la sous-routine UEL, la Figure 23 donne en détail les différentes étapes de la sous-routine.

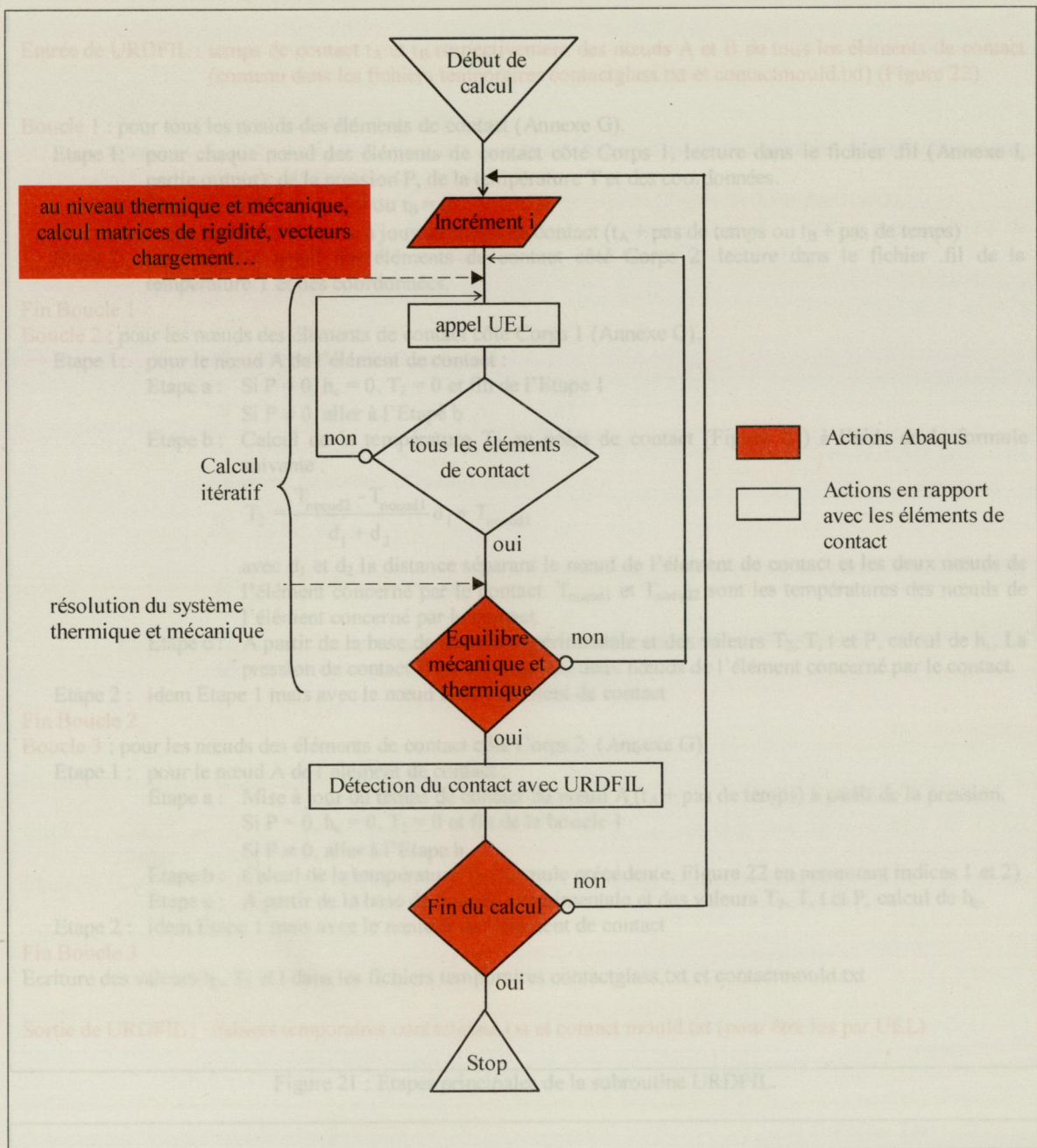


Figure 20 : Appel des sous-routines URDFIL à la fin d'un incrément i et UEL au niveau itératif pour la gestion des éléments de contact lors d'une simulation thermomécanique Eléments Finis.

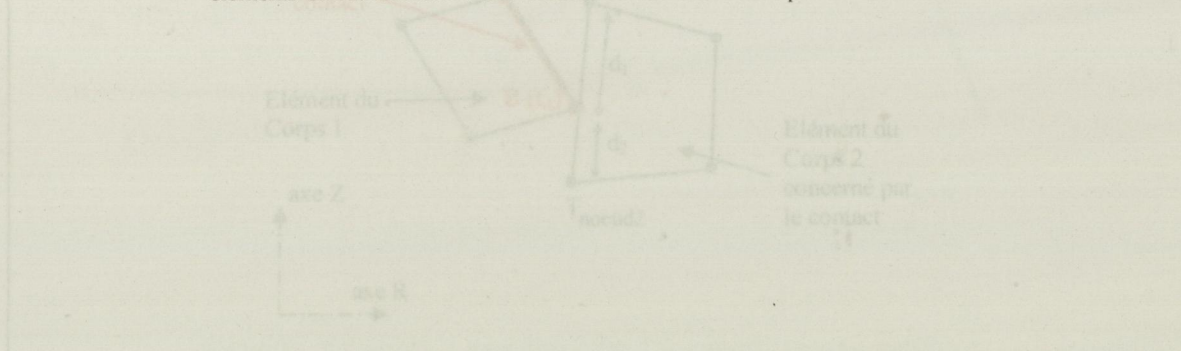


Figure 22 : Calcul de la température T_1 au nœud A de l'élément de contact.

Entrée de URDFIL : temps de contact t_A et t_B respectivement des nœuds A et B de tous les éléments de contact (contenu dans les fichiers temporaires contactglass.txt et contactmould.txt) (Figure 22)

Boucle 1 : pour tous les nœuds des éléments de contact (Annexe G).

Etape 1: pour chaque nœud des éléments de contact côté Corps 1, lecture dans le fichier .fil (Annexe I, partie output), de la pression P , de la température T et des coordonnées.

Etape a : Si $P = 0$: $t_A = 0$ ou $t_B = 0$

Etape b : Si $P \neq 0$: mise à jour du temps de contact ($t_A + \text{pas de temps}$ ou $t_B + \text{pas de temps}$)

Etape 2: pour chaque nœud des éléments de contact côté Corps 2, lecture dans le fichier .fil de la température T et des coordonnées.

Fin Boucle 1

Boucle 2 : pour les nœuds des éléments de contact côté Corps 1 (Annexe G).

Etape 1: pour le nœud A de l'élément de contact :

Etape a : Si $P = 0$, $h_c = 0$, $T_2 = 0$ et fin de l'Etape 1

Si $P \neq 0$, aller à l'Etape b

Etape b : Calcul de la température T_2 au point de contact (Figure 22) à l'aide de la formule suivante :

$$T_2 = \frac{T_{\text{nœud2}} - T_{\text{nœud1}}}{d_1 + d_2} d_1 + T_{\text{nœud1}}$$

avec d_1 et d_2 la distance séparant le nœud de l'élément de contact et les deux nœuds de l'élément concerné par le contact. $T_{\text{nœud1}}$ et $T_{\text{nœud2}}$ sont les températures des nœuds de l'élément concerné par le contact.

Etape c : A partir de la base de donnée expérimentale et des valeurs T_2 , T , t et P , calcul de h_c . La pression de contact P est affectée aux deux nœuds de l'élément concerné par le contact.

Etape 2 : idem Etape 1 mais avec le nœud B de l'élément de contact

Fin Boucle 2

Boucle 3 : pour les nœuds des éléments de contact côté Corps 2 (Annexe G).

Etape 1 : pour le nœud A de l'élément de contact :

Etape a : Mise à jour du temps de contact du nœud A ($t_A + \text{pas de temps}$) à partir de la pression.

Si $P = 0$, $h_c = 0$, $T_2 = 0$ et fin de la boucle 1

Si $P \neq 0$, aller à l'Etape b

Etape b : Calcul de la température T_2 (formule précédente, Figure 22 en permutant indices 1 et 2)

Etape c : A partir de la base de donnée expérimentale et des valeurs T_2 , T , t et P , calcul de h_c .

Etape 2 : idem Etape 1 mais avec le nœud B de l'élément de contact

Fin Boucle 3

Ecriture des valeurs h_c , T_2 et t dans les fichiers temporaires contactglass.txt et contactmould.txt

Sortie de URDFIL : fichiers temporaires contactglass.txt et contact mould.txt (pour être lus par UEL)

Figure 21 : Etapes principales de la subroutine URDFIL.

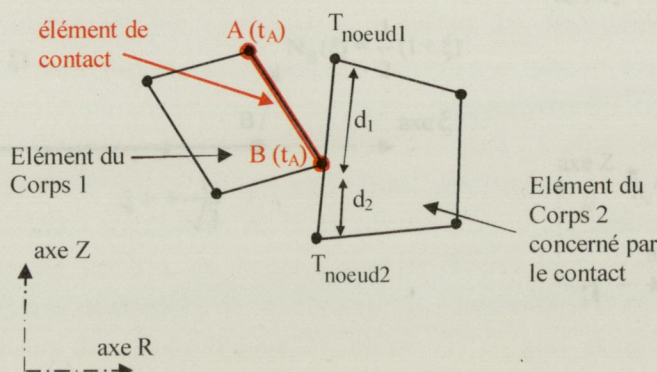


Figure 22 : Calcul de la température T_2 au nœud A de l'élément de contact.

Entrée de UEL : vecteur U : température et coordonnées des nœuds A et B (r_A et r_B suivant l'Axe R , z_A et z_B suivant l'axe Z) de l'élément de contact (Figure 24)

- Etape 1 : Pour chaque point de Gauss (Figure 24(a)):
- Etape a : Lecture de h_c et T_2 des deux nœuds de l'élément de contact dans les fichiers temporaires contactglass.txt et contactmould.txt.
- Etape b : Calcul de la longueur L_{AB} de l'élément de contact (Figure 24(b) et Annexe G).
Calcul de $d\Gamma = 2\pi r.dL_{AB}$ (Figure 24(a)) en exprimant r et dL_{AB} dans le repère naturel de l'élément de contact grâce aux fonctions de formes (Figure 24(a)) :

$$r = \frac{1}{2}(1-\xi)r_A + \frac{1}{2}(1+\xi)r_B$$
$$dL_{AB} = \sqrt{dr^2 + dy^2} = \frac{1}{2}L_{AB}d\xi$$
$$d\Gamma = 2\pi \left[\frac{1}{2}(1-\xi)r_A + \frac{1}{2}(1+\xi)r_B \right] L_{AB}d\xi$$

- Etape c : Calcul de la matrice K_{conv}^e (Annexe G) avec $d\Gamma$ et en exprimant h_c dans le repère naturel de l'élément de contact (Figure 24(a)) :

$$h_c = \frac{1}{2}(1-\xi)h_c^A + \frac{1}{2}(1+\xi)h_c^B$$
$$K_{conv}^e = \int_{-1}^1 2\pi N^T h_c N r L_{AB} d\xi$$

- Etape d : Calcul du vecteur Q_{conv}^e (Annexe G) avec $d\Gamma$, avec $h_c(\xi)$ et en exprimant T_2 dans le repère naturel de l'élément de contact (Figure 24(a)) :

$$T_2 = \frac{1}{2}(1-\xi)T_2^A + \frac{1}{2}(1+\xi)T_2^B$$
$$Q_{conv}^e = \int_{-1}^1 2\pi N^T h_c T_2 r L_{AB} d\xi$$

- Etape 2 : Calcul de K_{conv}^e par sommation des valeurs de K_{conv}^e calculée aux deux points de Gauss (Etape 1, Etape b)
- Etape 3 : Calcul de Q_{conv}^e par sommation des valeurs de Q_{conv}^e calculée aux deux points de Gauss (Etape 1, Etape c)
- Etape 4 : Calcul de $K_{conv}^e T^e - Q_{conv}^e$

Sortie de UEL : matrice de rigidité thermique K_{conv}^e (écrite dans STIFF, Annexe G)
vecteur résidu $K_{conv}^e T^e - Q_{conv}^e$ (écrit dans RHS, Annexe G)

Figure 23 : Etapes principales de la subroutine UEL.

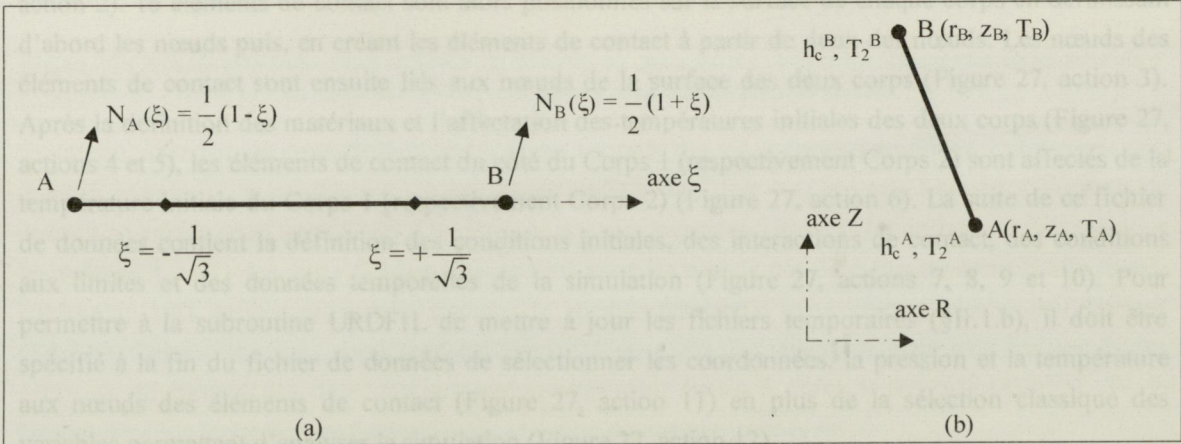


Figure 24 : Elément de contact dans le cas d'une modélisation axisymétrique :
(a) dans le repère naturel, (b) dans le repère global.

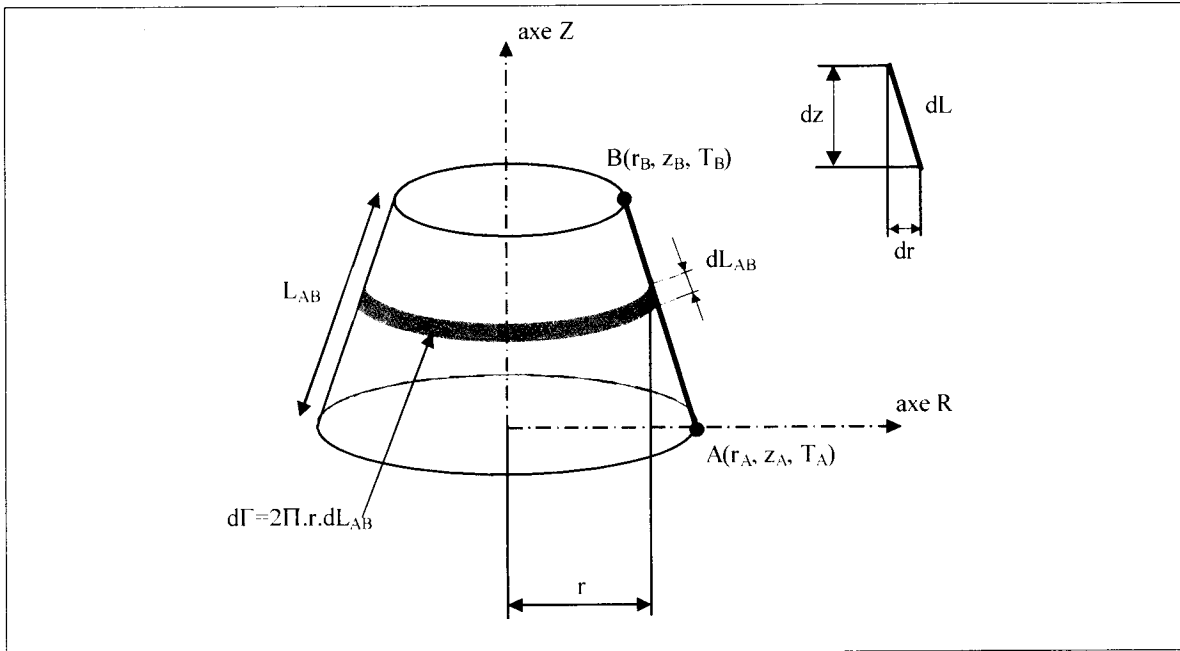


Figure 25 : Surface élémentaire $d\Gamma$ générée par la révolution de la longueur élémentaire dL_{AB} de l'élément de contact autour de l'axe Z.

II.1.c Démarche de création des éléments de contact

La mise en œuvre des éléments de contact est détaillée dans cette partie en prenant pour exemple le second benchmark (Figure 26) utilisé pour valider la prise en compte du transfert thermique par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact (§II.2.b). Ce benchmark représente un Corps 1 en cristal et un Corps 2 en acier XC38 en contact. Avant d'effectuer la simulation avec les éléments de contact, l'utilisateur doit effectuer les deux étapes suivantes :

- modifier le fichier de données du calcul pour prendre en compte les éléments de contact,
- créer les deux fichiers temporaires concernant les éléments de contact sur les deux corps (§II.1.b).

Dans le fichier de données du calcul, après avoir défini les Corps 1 et 2 (Figure 27, action 1), les éléments de contact sont créés sur les surfaces des Corps 1 et 2 supposées entrer en contact (Figure 27, action 2). 16 éléments de contact sont alors positionnés sur la surface de chaque corps en définissant d'abord les nœuds puis, en créant les éléments de contact à partir de deux des nœuds. Les nœuds des éléments de contact sont ensuite liés aux nœuds de la surface des deux corps (Figure 27, action 3). Après la définition des matériaux et l'affectation des températures initiales des deux corps (Figure 27, actions 4 et 5), les éléments de contact du côté du Corps 1 (respectivement Corps 2) sont affectés de la température initiale du Corps 1 (respectivement Corps 2) (Figure 27, action 6). La suite de ce fichier de données contient la définition des conditions initiales, des interactions de contact, des conditions aux limites et des données temporelles de la simulation (Figure 27, actions 7, 8, 9 et 10). Pour permettre à la sous-routine URDFIL de mettre à jour les fichiers temporaires (§II.1.b), il doit être spécifié à la fin du fichier de données de sélectionner les coordonnées, la pression et la température aux nœuds des éléments de contact (Figure 27, action 11) en plus de la sélection classique des variables permettant d'analyser la simulation (Figure 27, action 12).

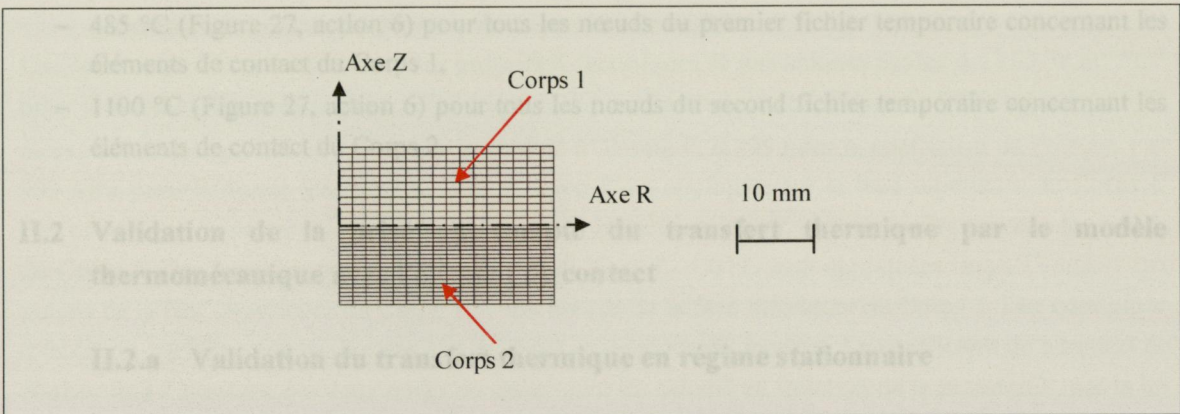


Figure 26 : Modélisation Eléments Finis axisymétrique représentant un Corps 1 en contact avec un Corps 2.

- 1 – Création des nœuds et des éléments du Corps 1 et du Corps 2.
- 2 – Création des éléments de contact en surface des Corps 1 et 2 (Annexe H, partie Création) :
 Créer les nœuds des éléments de contact,
 Définir le nombre de nœuds (2) et les degrés de liberté (1, 2, 3 : r, z et T) des éléments de contact,
 Définir le label des éléments de contact pour chaque couche : 1 pour les éléments de contact sur le Corps 1 (JTYPE=1, Annexe G, Tableau G-2) et 2 pour les éléments de contact sur le Corps 2 (JTYPE=2, Annexe G, Tableau G-2),
 Définir les éléments de contact par les nœuds.
- 3 – Liaison des nœuds (Annexe H, partie LIAISON) :
 Lier les nœuds des éléments de contact label 1 sur les nœuds de la surface du Corps 1,
 Lier les nœuds des éléments de contact label 2 sur les nœuds de la surface du Corps 2.
- 4 – Définition des matériaux.
- 5 – Affectation de la température initiale du Corps 1 (1100 °C) et du Corps 2 (485 °C).
- 6 – Affectation des températures initiales du Corps 1 et du Corps 2 aux nœuds des éléments de contact (Annexe H, partie affectation) :
 Affecter la température initiale des nœuds des éléments de contact label 1 = 1100 °C,
 Affecter la température initiale des nœuds des éléments de contact label 2 = 485 °C.
- 7 – Définition des conditions initiales.
- 8 – Définition des interactions de contact.
- 9 – Définition des paramètres temporels de la simulation.
- 10 – Définition des conditions limites.
- 11 – Sélection des variables de sortie pour enregistrement dans le fichier .fil utilisé dans URDFIL (Annexe H, partie output) :
 Choisir pour les nœuds des éléments de contact label 1 : pression, température et coordonnées,
 Choisir pour les nœuds des éléments de contact label 2 : température et coordonnées.
- 12 – Sélection des variables de sortie de la simulation pour l'analyse sous Abaqus.

Figure 27 : Actions effectuées dans le fichier de données où apparaissent en noir les actions classiques Abaqus et en rouge les actions spécifiques pour les éléments de contact.

En ce qui concerne les deux fichiers temporaires contactglass.txt et contactmould.txt, l'utilisateur doit créer le premier pour les éléments de contact en surface du Corps 1 et le second pour les éléments de contact en surface du Corps 2 (§II.1.b). Pour le premier incrément du calcul, l'utilisateur doit spécifier les valeurs h_c et T_2 des deux fichiers temporaires pour les nœuds des éléments de contact afin que la sous-routine UEL puisse calculer la matrice de rigidité thermique et le vecteur résidu de l'élément (§II.1.b). Comme les deux corps sont en contact (Figure 26), les valeurs h_c pour tous les nœuds des éléments de contact des deux fichiers temporaires sont égales à $5000 \text{ W.m}^{-2}.\text{C}^{-1}$ (§II.2.b). T_2 , la température sur la surface de l'autre Corps à la zone de contact, sera égale à :

- 485 °C (Figure 27, action 6) pour tous les nœuds du premier fichier temporaire concernant les éléments de contact du Corps 1,
- 1100 °C (Figure 27, action 6) pour tous les nœuds du second fichier temporaire concernant les éléments de contact du Corps 2.

II.2 Validation de la prise en compte du transfert thermique par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact

II.2.a Validation du transfert thermique en régime stationnaire

Le benchmark de ce paragraphe a été utilisé par Wriggers et Al. [WRI 94]. Son objectif est de valider la prise en compte du transfert thermique en régime stationnaire dans le modèle thermomécanique avec l'élément de contact (i.e. : dans lequel les évolutions de h_c peuvent être prises en compte) dans les cas suivants :

- pour différentes valeurs h_c obtenues en fonction de la pression de contact,
- pour une interface entre deux corps non évolutive,
- pour un maillage identique des deux corps au niveau de l'interface (Figure 28).

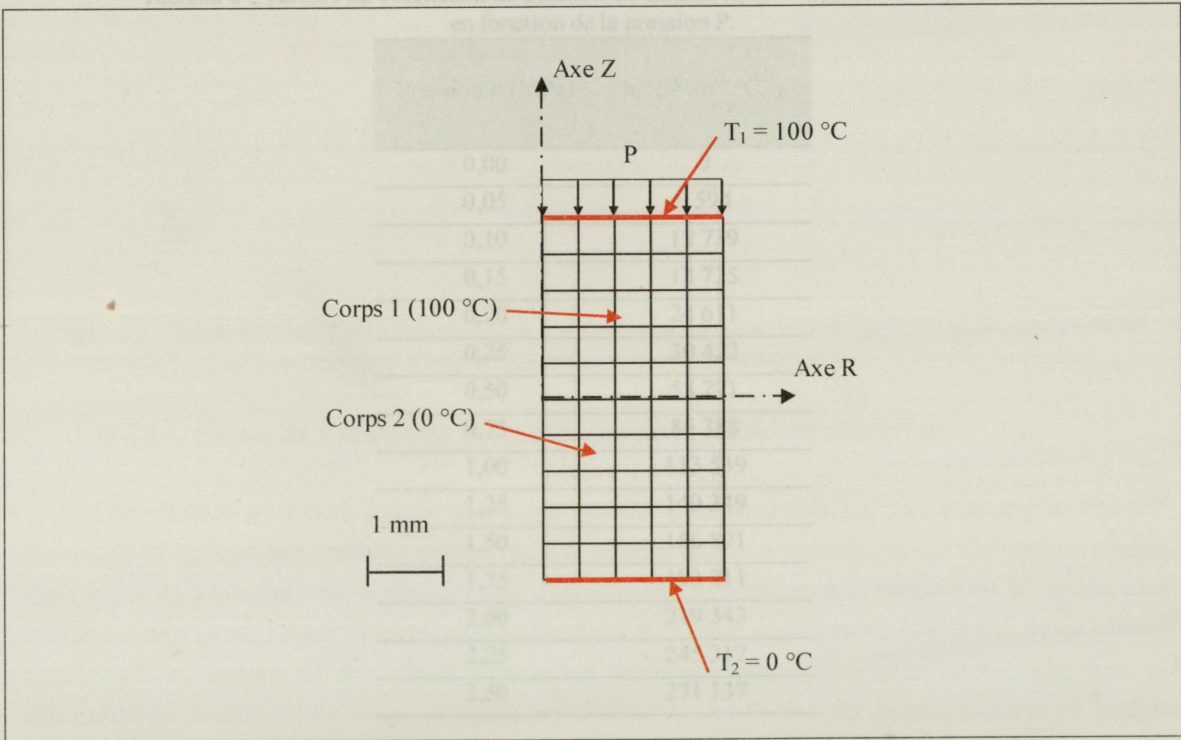


Figure 28 : Modèle 2D axisymétrique Eléments Finis de deux corps en aluminium en contact.

Le modèle thermomécanique 2D de Wriggers et Al. où deux corps cubiques sont initialement en contact [WRI 94] est modifié en un modèle axisymétrique où un Corps 1 cylindrique repose sur un Corps 2 cylindrique lui aussi (Figure 28).

Le modèle axisymétrique représente les deux corps en contact et ayant chacun un rayon de 2,5 mm pour une épaisseur de 2,5 mm. Le maillage de chaque corps comporte :

- 25 éléments quadrangulaires à 4 nœuds et 36 nœuds,

- 5 éléments de contact positionnés sur l'interface de contact.

Les deux corps en aluminium ont des propriétés thermiques et mécaniques égales à : $150 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ pour la conductivité thermique k , $900 \text{ J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ pour la chaleur spécifique C , 2700 kg.m^{-3} pour la masse volumique ρ , $70\,000 \text{ MPa}$ pour le module d'Young E , $0,299$ pour le coefficient de Poisson ν et 932 MPa pour la dureté Vickers H_v . Une pression P est appliquée sur la face supérieure du Corps 1. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R et suivant l'axe Z sont imposées sur tous les nœuds du Corps 2. Des températures imposées $T_1 = 100 \text{ °C}$ et $T_2 = 0 \text{ °C}$ sont appliquées respectivement aux nœuds de la face supérieure du Corps 1 et aux nœuds de la face inférieure du Corps 2. Des conditions d'isolation parfaite sont appliquées sur les faces extérieures du modèle. Le coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface des deux corps en aluminium est calculé en fonction de la pression P , par la loi mathématique proposée par Wriggers et Al. [WRI 94] :

$$h_c(P) = 150 \left[\frac{P}{H_v} \right]^{0.95} \quad (11)$$

L'étude thermique est réalisée en régime stationnaire. Pour valider la prise en compte du transfert thermique, 15 calculs sont effectués avec 15 valeurs différentes de h_c (Tableau 8) calculées en fonction de la pression P selon l'Equation 11.

Tableau 8 : Valeurs du coefficient de transfert de chaleur h_c de Wriggers et Al. [WRI 94] en fonction de la pression P .

Pression P (MPa)	h_c ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$)
0,00	0
0,05	6 594
0,10	12 739
0,15	18 725
0,20	24 611
0,25	30 422
0,50	58 771
0,75	86 388
1,00	113 539
1,25	140 349
1,50	166 891
1,75	193 211
2,00	219 343
2,25	245 312
2,50	271 137

La Figure 29 présente, pour les 15 valeurs de pression P , les températures de surface du Corps 1 et du Corps 2 obtenues avec le modèle avec l'élément de contact et les températures du Corps 1 et du Corps 2 recalculées avec le modèle analytique de Wriggers et Al. [WRI 94]. Comme l'ont montré les auteurs précédents, une augmentation de la pression P (donc de h_c) engendre une diminution du gradient thermique à l'interface du Corps 1 et du Corps 2. De plus, l'évolution des températures en fonction de la pression P tend à se stabiliser, pour les deux corps, vers 50 °C lorsque P augmente. Quelle que soit la valeur de la pression P , l'erreur relative entre les températures obtenues pour chaque

corps avec le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et le modèle analytique est inférieure à 0,07 %.

En conclusion de cette étude en régime stationnaire où le maillage des deux corps à l'interface est identique :

- Le transfert thermique à l'interface de deux corps est donc correctement pris en compte par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact.

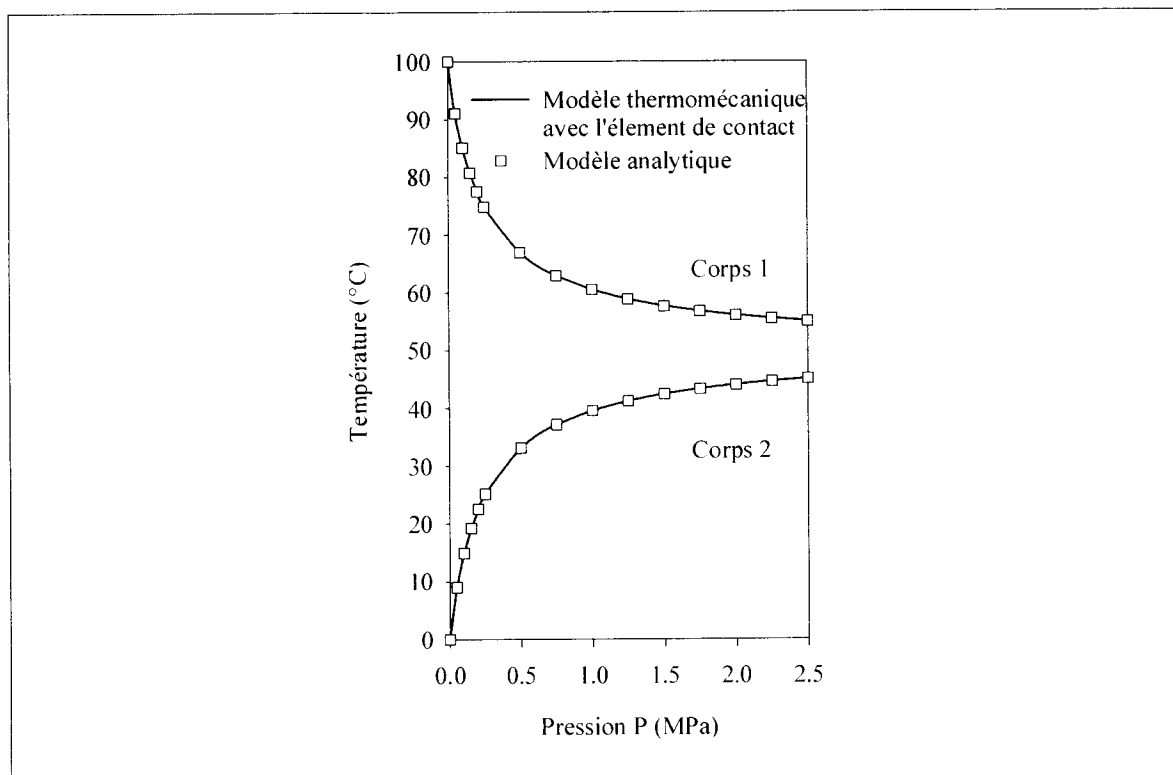


Figure 29 : Températures à l'interface du Corps 1 et du Corps 2 en aluminium, en fonction de la pression de contact P , pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et pour le modèle analytique.

II.2.b Etude de l'influence du maillage sur le transfert thermique

Les résultats du benchmark étudié au paragraphe précédent (§II.2.a) montrent que le transfert thermique est correctement pris en compte dans le modèle thermomécanique avec l'élément de contact dans le cas où l'interface de contact est non évolutive, où le maillage à l'interface est identique pour les deux corps et où l'étude thermique est effectuée en régime stationnaire. L'objectif de ce second benchmark est encore ici de valider le transfert thermique entre deux corps mais, cette fois, en comparant les évolutions de température de ce modèle avec les évolutions de températures du modèle thermomécanique classique (i.e. : où le coefficient de transfert de chaleur h_c est défini dans le fichier de données et ne peut être fonction du temps de contact) dans les conditions suivantes :

- calcul thermique instationnaire,
- interface de contact non évolutive (les deux corps sont fixes),
- maillage identique à l'interface (première étude) ou maillage plus dense pour l'un des deux corps (seconde étude).

Le modèle Eléments Finis est un modèle axisymétrique représentant deux corps cylindriques en contact, l'un en cristal (Corps 1), l'autre en acier XC38 (Corps 2), ayant chacun un rayon de 30 mm et une épaisseur de 11 mm (Figure 30(a)). Pour analyser l'influence du maillage, le Corps 1 est discrétisé suivant l'axe R par 16 éléments (Figure 30(b)) pour la première étude et par 21 éléments (Figure 30(c)) pour la seconde étude. Dans les deux études, le maillage du Corps 2 suivant l'axe R est composé de 16 éléments. Le maillage suivant l'axe Z des Corps 1 et 2 dépend du rapport entre la taille e_1 de l'élément du Corps 1 et de la taille e_2 de l'élément du Corps 2 de part et d'autre de l'interface. Ce rapport e_1/e_2 , calculé avec l'Equation E-1 de l'annexe E, est égal à 0,57. Le Corps 1 et le Corps 2 sont discrétisés respectivement par 11 et par 19 éléments suivant l'axe Z. Pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact, 16 éléments de contact sont positionnés sur la surface du Corps 2. 16 (respectivement 21) éléments de contact sont positionnés sur la surface du Corps 1 pour la première étude (respectivement pour la seconde étude).

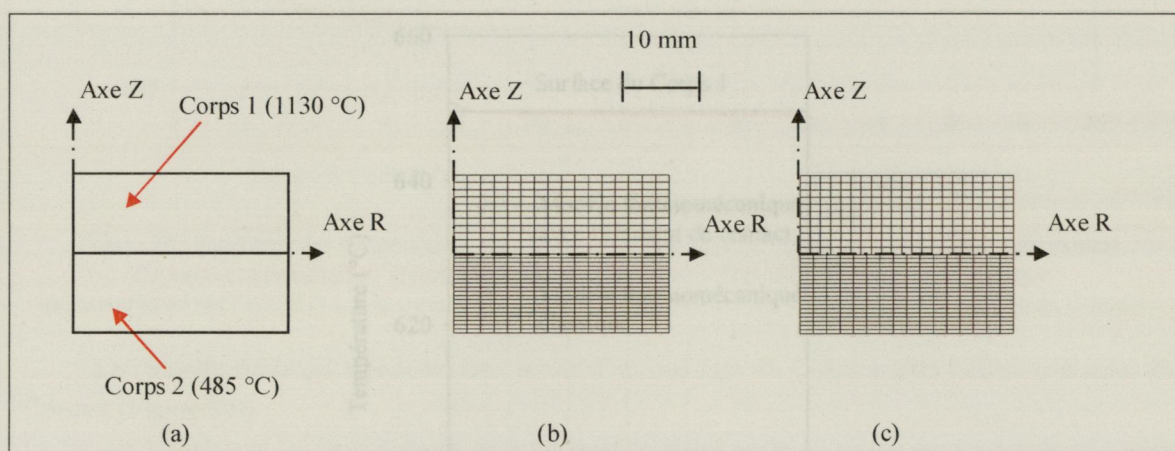


Figure 30 : Modélisations Eléments Finis axisymétriques représentant un Corps 1 en cristal sur un Corps 2 en acier XC38 : (a) géométries du Corps 1 et du Corps 2, (b) maillage identique à l'interface des deux Corps, (c) maillage plus raffiné pour le Corps 1.

Les propriétés thermiques sont prises à 1100 °C pour le cristal (respectivement à 485 °C pour l'acier XC38) : la conductivité thermique est de $2,77 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement $37 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$), la chaleur spécifique est de $1282 \text{ J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ (respectivement $620 \text{ J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$), et la masse volumique est de 2500 kg.m^{-3} (respectivement 7800 kg.m^{-3}). Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R et suivant l'axe Z sont imposées sur tous les nœuds du Corps 2. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R sont imposées sur tous les nœuds du Corps 1. La gravité est appliquée suivant l'axe Z. La température initiale des nœuds du Corps 1 est de 1100 °C et celle des nœuds du Corps 2 est de 485 °C. Comme le modèle thermomécanique classique ne permet pas de prendre en compte une évolution temporelle h_c à l'interface du Corps 1 et du Corps 2, un h_c constant et égal à $5000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ est défini pour les deux modèles. Des conditions d'isolation parfaite sont imposées sur les faces extérieures du modèle. La durée totale de l'étude est de 10 s et le pas de temps du calcul est fixé à 0,01 s pour les deux modèles.

La première étude est réalisée avec un maillage identique à l'interface du Corps 1 et du Corps 2 (Figure 30(b)).

La Figure 31 présente, pour les deux modèles, les températures après 10 s de contact des nœuds du Corps 1 et du Corps 2 situés sur l'interface de contact. Pour le modèle thermomécanique avec

l'élément de contact, la température est uniforme sur toute la surface de contact du Corps 1 et sur toute la surface de contact du Corps 2. Pour le modèle thermomécanique classique, les températures de surface sont uniformes entre une distance $r = 3\text{ mm}$ et $r = 30\text{ mm}$ et quasi identiques aux températures du modèle thermomécanique avec l'élément de contact (écart relatif inférieur à 0,07 %). Par contre, pour une distance r à l'axe Z inférieure à 3 mm, et plus particulièrement au niveau de l'axe Z, les températures en surface des deux corps pour le modèle thermomécanique classique ne sont plus identiques à celles du modèle thermomécanique avec l'élément de contact (écart moyen de 1°C). Cet écart entre les températures des deux modèles est très faible. En conclusion, le modèle thermomécanique avec l'élément de contact estime les températures de manière quasi identique par rapport au modèle thermomécanique classique. Ce modèle thermomécanique avec l'élément de contact permet d'éviter l'apparition des fluctuations de températures relevées avec le modèle thermomécanique classique.

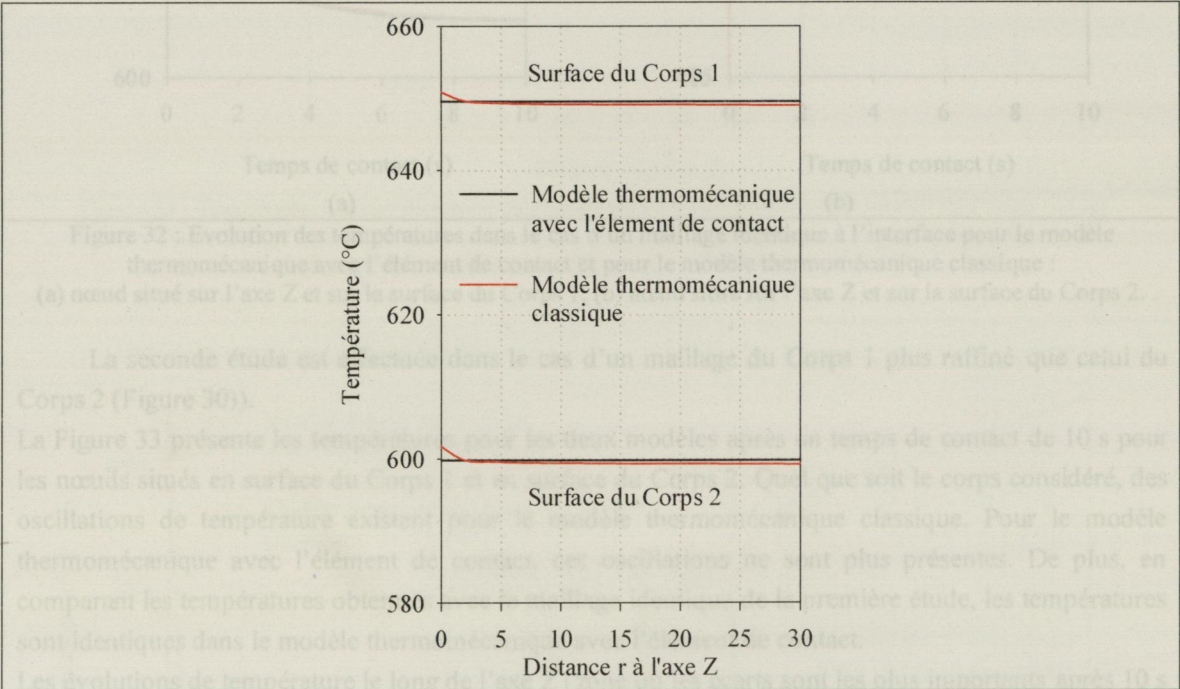


Figure 31 : Températures après un temps de contact de 10 s sur les surfaces de contact du Corps 1 et du Corps 2 pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et pour le modèle thermomécanique classique (cas du maillage identique à l'interface – Figure 26(b)).

Une analyse des évolutions de température le long de l'axe Z (zone où les écarts sont les plus importants après 10 s de contact (Figure 31)) est maintenant effectuée. La Figure 32(a) présente les évolutions de température pour les deux modèles sur les 10 s de mise en contact pour le nœud situé sur l'axe Z et sur la surface de contact du Corps 1 en cristal. L'évolution de température est quasi identique pour les deux modèles (écart moyen de 2 °C). Pour le nœud situé sur l'axe Z et sur la surface de contact du Corps 2 en acier XC38, l'écart entre l'évolution de température obtenue avec le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et l'évolution de température obtenue avec le modèle thermomécanique classique est en moyenne de 4 °C (Figure 32(b)). Ces deux écarts (côté cristal et côté acier XC38) sont faibles et la conclusion est analogue à celle effectuée précédemment : les températures du modèle thermomécanique avec l'élément de contact sont estimées de manière quasi identiques par rapport aux températures du modèle thermomécanique classique.

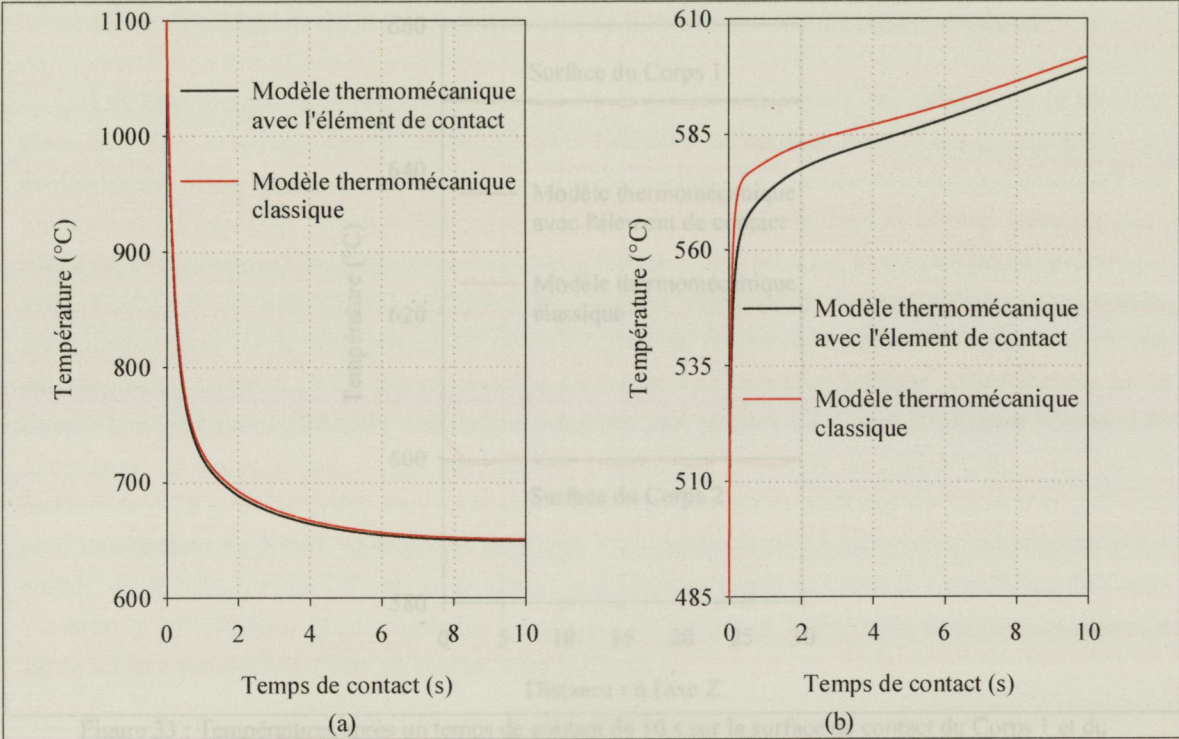


Figure 32 : Evolution des températures dans le cas d'un maillage identique à l'interface pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et pour le modèle thermomécanique classique :
(a) nœud situé sur l'axe Z et sur la surface du Corps 1, (b) nœud situé sur l'axe Z et sur la surface du Corps 2.

La seconde étude est effectuée dans le cas d'un maillage du Corps 1 plus raffiné que celui du Corps 2 (Figure 30)).

La Figure 33 présente les températures pour les deux modèles après un temps de contact de 10 s pour les nœuds situés en surface du Corps 1 et en surface du Corps 2. Quel que soit le corps considéré, des oscillations de température existent pour le modèle thermomécanique classique. Pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact, ces oscillations ne sont plus présentes. De plus, en comparant les températures obtenues avec le maillage identique de la première étude, les températures sont identiques dans le modèle thermomécanique avec l'élément de contact.

Les évolutions de température le long de l'axe Z (zone où les écarts sont les plus importants après 10 s de contact (Figure 33)) sont maintenant analysées. La Figure 34(a) présente à nouveau pour les deux modèles l'évolution de température du nœud situé sur l'axe Z et en surface du Corps 1 en cristal. L'écart moyen entre les deux évolutions est de 2 °C. Pour le nœud situé sur l'axe Z et en surface du Corps 2 en acier XC38, l'écart moyen entre les évolutions de température obtenues pour les deux modèles est de 5 °C (Figure 34(b)). Ces écarts de température restent relativement faibles. Le modèle thermomécanique avec l'élément de contact permet donc d'estimer les températures de manière quasi identique au modèle thermomécanique classique.

En conclusion de ces deux études réalisées dans le cas d'une interface de contact non évolutive, pour un maillage identique des deux corps à l'interface et pour un maillage plus raffiné du Corps 1 :

- les évolutions de température calculées par les deux modèles sont quasi identiques sur l'interface du Corps 1 et sur l'interface du Corps 2,
- l'utilisation d'un modèle thermomécanique avec l'élément de contact permet d'éviter l'apparition des fluctuations remarquées avec le modèle thermomécanique classique.

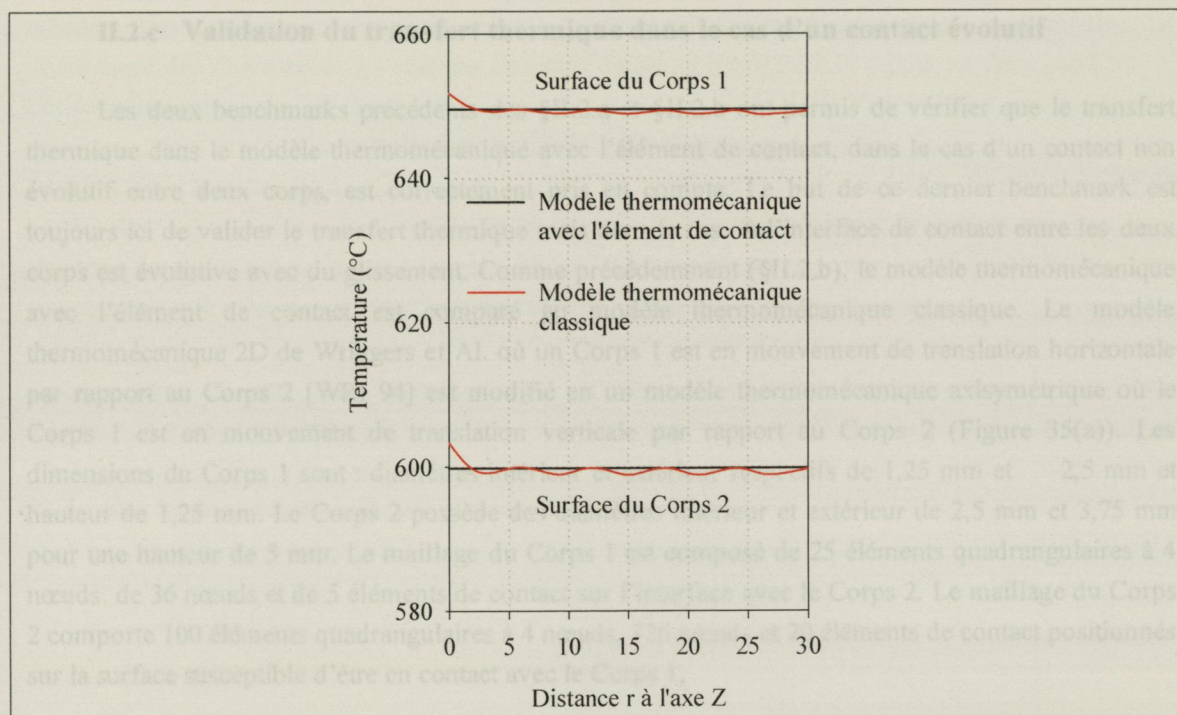


Figure 33 : Températures après un temps de contact de 10 s sur la surface de contact du Corps 1 et du Corps 2 pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et pour le modèle thermomécanique classique (cas d'un maillage plus raffiné du Corps 1 – Figure 26(c)).

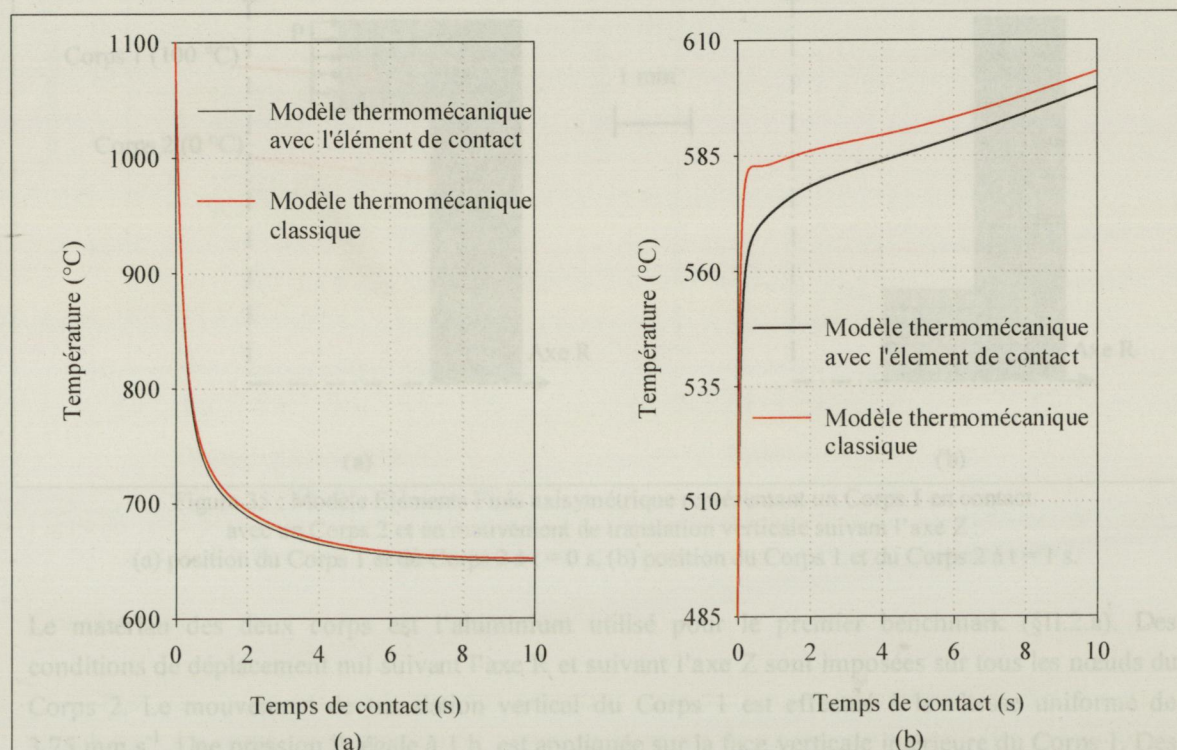


Figure 34 : Evolution des températures pour le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et pour le modèle thermomécanique classique dans le cas d'un maillage plus raffiné du Corps 1 : (a) nœud situé sur l'axe Z et sur la surface du Corps 1, (b) nœud situé sur l'axe Z et sur la surface du Corps 2.

Identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/outils de formage et prise en compte dans la modélisation par Eléments Finis des procédés de formage de verre.

II.2.c Validation du transfert thermique dans le cas d'un contact évolutif

Les deux benchmarks précédents des §II.2.a et §II.2.b ont permis de vérifier que le transfert thermique dans le modèle thermomécanique avec l'élément de contact, dans le cas d'un contact non évolutif entre deux corps, est correctement pris en compte. Le but de ce dernier benchmark est toujours ici de valider le transfert thermique mais dans le cas où l'interface de contact entre les deux corps est évolutive avec du glissement. Comme précédemment (§II.2.b), le modèle thermomécanique avec l'élément de contact est comparé au modèle thermomécanique classique. Le modèle thermomécanique 2D de Wriggers et Al. où un Corps 1 est en mouvement de translation horizontale par rapport au Corps 2 [WRI 94] est modifié en un modèle thermomécanique axisymétrique où le Corps 1 est en mouvement de translation verticale par rapport au Corps 2 (Figure 35(a)). Les dimensions du Corps 1 sont : diamètres intérieur et extérieur respectifs de 1,25 mm et 2,5 mm et hauteur de 1,25 mm. Le Corps 2 possède des diamètres intérieur et extérieur de 2,5 mm et 3,75 mm pour une hauteur de 5 mm. Le maillage du Corps 1 est composé de 25 éléments quadrangulaires à 4 nœuds, de 36 nœuds et de 5 éléments de contact sur l'interface avec le Corps 2. Le maillage du Corps 2 comporte 100 éléments quadrangulaires à 4 nœuds, 126 nœuds et 20 éléments de contact positionnés sur la surface susceptible d'être en contact avec le Corps 1.

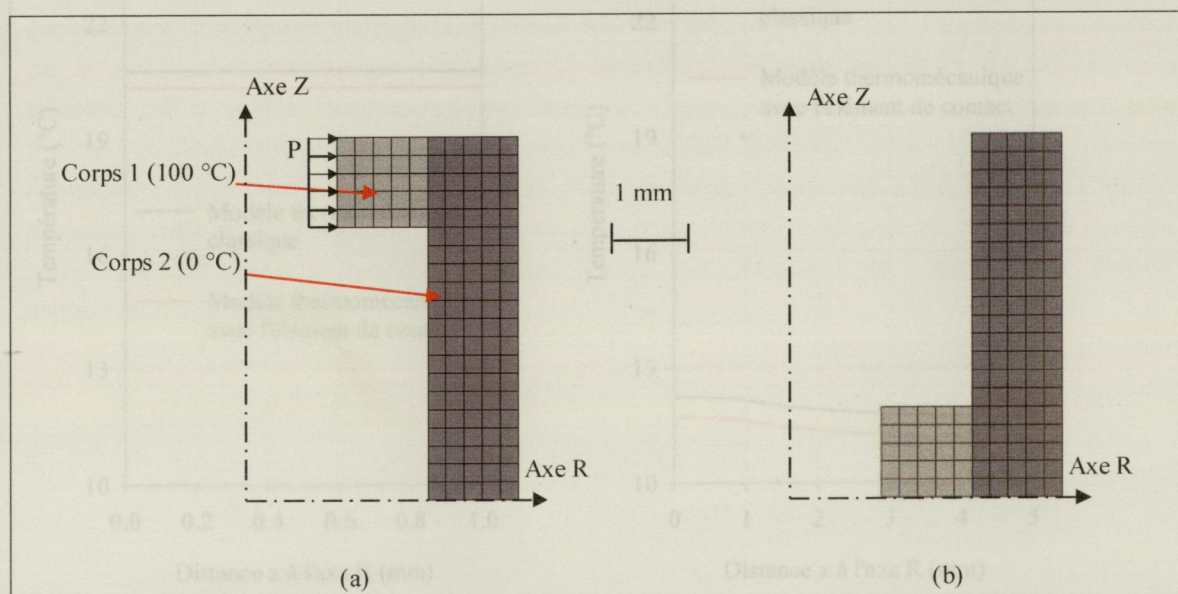


Figure 35 : Modèle Eléments Finis axisymétrique représentant un Corps 1 en contact avec un Corps 2 et en mouvement de translation verticale suivant l'axe Z :

(a) position du Corps 1 et du Corps 2 à $t = 0$ s, (b) position du Corps 1 et du Corps 2 à $t = 1$ s.

Le matériau des deux corps est l'aluminium utilisé pour le premier benchmark (§II.2.a). Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R et suivant l'axe Z sont imposées sur tous les nœuds du Corps 2. Le mouvement de translation vertical du Corps 1 est effectué à la vitesse uniforme de $3,75 \text{ mm.s}^{-1}$. Une pression P, égale à 1 b, est appliquée sur la face verticale intérieure du Corps 1. Des conditions de glissement sans frottement sont considérées entre le Corps 1 et le Corps 2. Les températures initiales des nœuds du Corps 1 et des nœuds du Corps 2 sont respectivement de 100 °C et de 0 °C . Pour les mêmes raisons que dans le paragraphe précédent, dans la mesure où le modèle thermomécanique classique ne permet pas de prendre en compte une évolution temporelle h_c à l'interface du Corps 1 et du Corps 2, un h_c constant et égal à $5000 \text{ W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$ est défini pour les deux

modèles. Des conditions d'isolation parfaite sont imposées sur les faces extérieures du modèle. La durée totale de l'étude est de 1 s et le pas de temps du calcul est fixé à 0,01 s pour les deux modèles. Les températures après 1 s, lorsque le Corps 1 est dans la position de la Figure 31(b), sont analysées. La Figure 36(a) présente la température du Corps 1 sur l'interface de contact pour les deux modèles. Pour ces deux modèles, la température du Corps 1 est uniforme et l'écart entre les températures est de 0,4 °C. En ce qui concerne le Corps 2, l'écart moyen entre les températures de surface obtenues avec les deux modèles est de 0,5 °C (Figure 36(b)). Ces écarts de température sont très faibles ; les températures calculées par les deux modèles sont donc quasi identiques

En conclusion de cette étude ayant pour but de valider le transfert thermique dans le cas d'une interface de contact évolutive :

- le transfert thermique est pris en compte de manière quasi-identique pour les deux modèles : en effet les écarts de température sont très faibles.

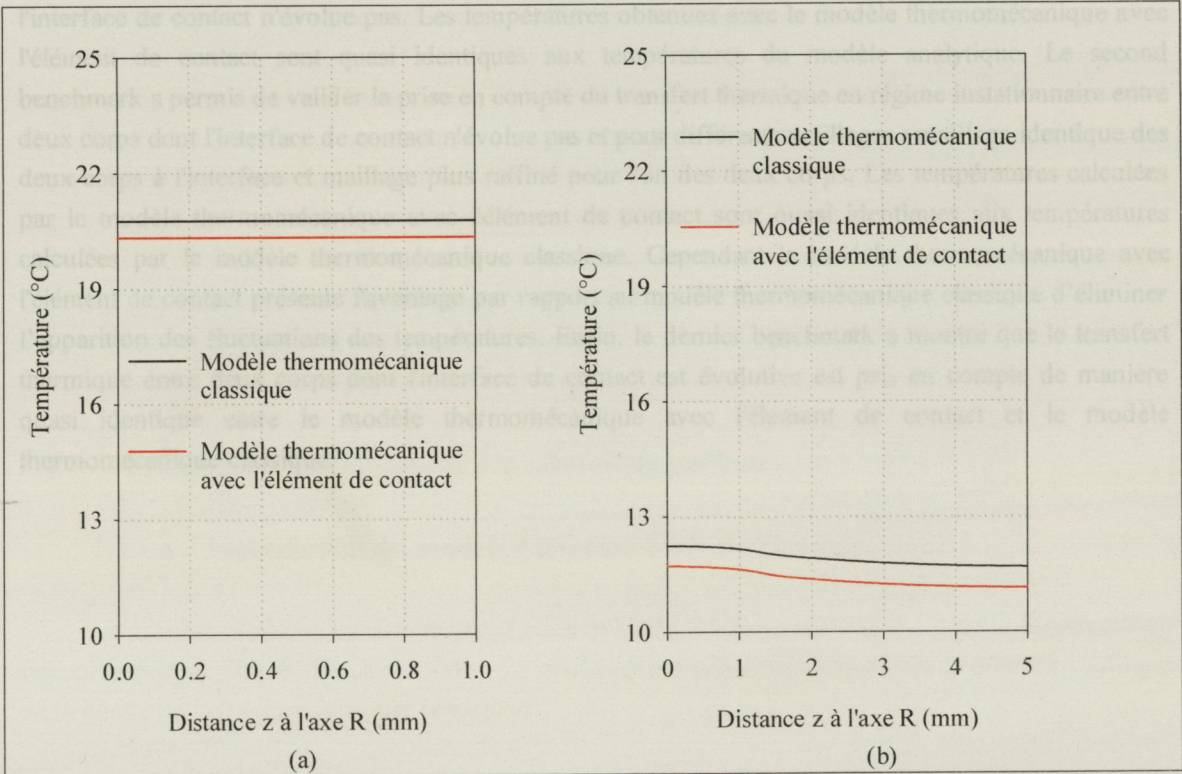


Figure 36 : Comparaison des températures après 1 s entre le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et le modèle thermomécanique classique : (a) en surface du Corps 1, (b) en surface du Corps 2.

Conclusions

Pour prendre en compte le transfert thermique entre deux corps dans Abaqus en fonction de la température des corps, de la pression de contact et du temps de contact, un élément fini spécifique de contact est développé. L'élément de contact se positionne sur les surfaces des corps susceptibles d'entrer en contact. Deux types d'éléments de contact sont développés : le premier pour des modèles thermomécaniques axisymétriques et le second pour des modèles thermomécaniques 3D. La formulation Eléments Finis du contact thermique entre deux corps est établie de manière classique à partir de l'équation en conduction de la chaleur. L'implémentation des éléments de contact dans

Abaqus est réalisée à l'aide de deux fichiers temporaires et des sous-routines URDFIL et UEL. Un fichier temporaire est créé par corps et contient, pour chaque élément de contact du corps et pour chaque nœud, le coefficient de transfert de chaleur h_c , la température T_2 sur la surface du corps en vis-à-vis et le temps de contact t . La sous-routine URDFIL est appelée à chaque fin d'incrément et détermine le contact pour tous les nœuds des éléments de contact grâce à la pression. Si la pression d'un nœud est nulle alors t , h_c et T_2 sont nuls. Sinon, le temps de contact t est mis à jour et T_2 est calculée. h_c est ensuite déterminé en fonction de la pression, du temps de contact t et de la température de deux corps sur la zone de contact. h_c , T_2 et t sont sauvegardés dans les fichiers temporaires pour être lus par la sous-routine UEL à l'incrément suivant. UEL est appelée lors de chaque itération de l'incrément et pour chaque élément de contact. Elle calcule, pour un élément de contact donné et par rapport à la formulation Éléments Finis la matrice de rigidité thermique et le vecteur résidu.

La formulation Éléments Finis des éléments de contact et leur intégration dans Abaqus ont été validées par le biais de benchmarks. Le premier benchmark a permis de valider la prise en compte du transfert thermique en régime stationnaire entre deux corps dont le maillage à l'interface est identique et dont l'interface de contact n'évolue pas. Les températures obtenues avec le modèle thermomécanique avec l'élément de contact sont quasi identiques aux températures du modèle analytique. Le second benchmark a permis de valider la prise en compte du transfert thermique en régime instationnaire entre deux corps dont l'interface de contact n'évolue pas et pour différents maillages : maillage identique des deux corps à l'interface et maillage plus raffiné pour l'un des deux corps. Les températures calculées par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact sont quasi identiques aux températures calculées par le modèle thermomécanique classique. Cependant le modèle thermomécanique avec l'élément de contact présente l'avantage par rapport au modèle thermomécanique classique d'éliminer l'apparition des fluctuations des températures. Enfin, le dernier benchmark a montré que le transfert thermique entre deux corps dont l'interface de contact est évolutive est pris en compte de manière quasi identique entre le modèle thermomécanique avec l'élément de contact et le modèle thermomécanique classique.

CHAPITRE III – Application à la modélisation de procédés de formage de verre

Introduction

Les procédés soufflé-soufflé et pressé-soufflé de formage de verre sont les procédés les plus couramment utilisés dans l'industrie verrière pour la fabrication d'articles en verre creux. La première étape de ces procédés de formage, où la goutte de verre est soit soufflée, soit pressée dans le moule ébaucheur est cruciale pour l'obtention d'un produit conforme, en terme de géométrie et de qualité, aux exigences des cahiers des charges. En effet, la géométrie et la température de la paraison formée après cette première opération de formage conditionnent la géométrie finale du produit après l'étape de soufflage dans le moule finisseur [LOC 05]. La mise en forme finale d'un verre dont la température est trop basse et dont la viscosité est par conséquent trop élevée sera difficile voir impossible. Par exemple, dans le cas d'un article élancé, tel que la partie haute d'une flûte de Champagne, les parois latérales seront trop épaisses et le fond fragilisé par le manque de verre. Au contraire, une température de verre trop importante rendra le formage plus facile du fait d'une viscosité faible, mais la géométrie finale du produit ne sera pas respectée avec des parois latérales trop fines et un fond trop épais. Dans ce chapitre, la première opération soufflage d'un procédé soufflé-soufflé pour la réalisation d'un flacon de parfum et la phase de pressage d'un procédé pressé-soufflé d'une flûte de Champagne sont modélisés. L'objectif de ces deux modélisations est d'analyser l'influence de la lubrification et du choix du lubrifiant sur les températures du verre et des outils de formage. Ces deux modélisations thermomécaniques seront effectuées avec l'élément de contact (Chapitre II) en intégrant les évolutions h_c identifiées représentatives pour ces deux procédés (Chapitre I).

III.1 Modélisation soufflé-soufflé d'un flacon de parfum

III.1.a Présentation du modèle Eléments Finis thermomécanique

Le procédé modélisé dans cette partie est le procédé soufflé-soufflé utilisé pour le formage d'un flacon de parfum [MOR 06a, MOR 06b]. La modélisation concerne uniquement le premier soufflage de la goutte de verre dans le moule ébaucheur.

La goutte de verre de 70 g est d'abord chargée dans le moule ébaucheur puis est poinçonnée pendant une durée de 0.8 s pour former le col du flacon de parfum. Après le retrait du poinçon, la goutte de verre est soufflée pendant une durée de 0.7 s à la pression de 2.0 b pour former la paraison. Pour analyser l'influence de la lubrification et du type du lubrifiant sur le verre et sur le moule ébaucheur, un modèle thermomécanique Eléments Finis est développé. Le modèle est axisymétrique avec l'axe Z comme axe de symétrie de l'ensemble verre-poinçon-creuset (Figure 37(a)). Le maillage du verre, du poinçon et du moule ébaucheur est réalisé à partir d'éléments quadrangulaires à 4 nœuds (Figure 37(b)). Le maillage initial comporte :

- 1996 éléments et 2095 nœuds pour le verre.
- 39 éléments et 52 nœuds pour le poinçon.
- 283 éléments et 339 nœuds pour le moule ébaucheur.

Des éléments de contact sont positionnés sur les surfaces susceptibles d'entrer en contact d'une part, côté verre et poinçon, d'autre part côté verre et moule ébauteur. 51 éléments de contact sont positionnés sur le verre et 11 sur le poinçon, 88 sur le verre et 48 sur le moule ébauteur.

III.1.b Analyse du premier soufflage sans lubrification

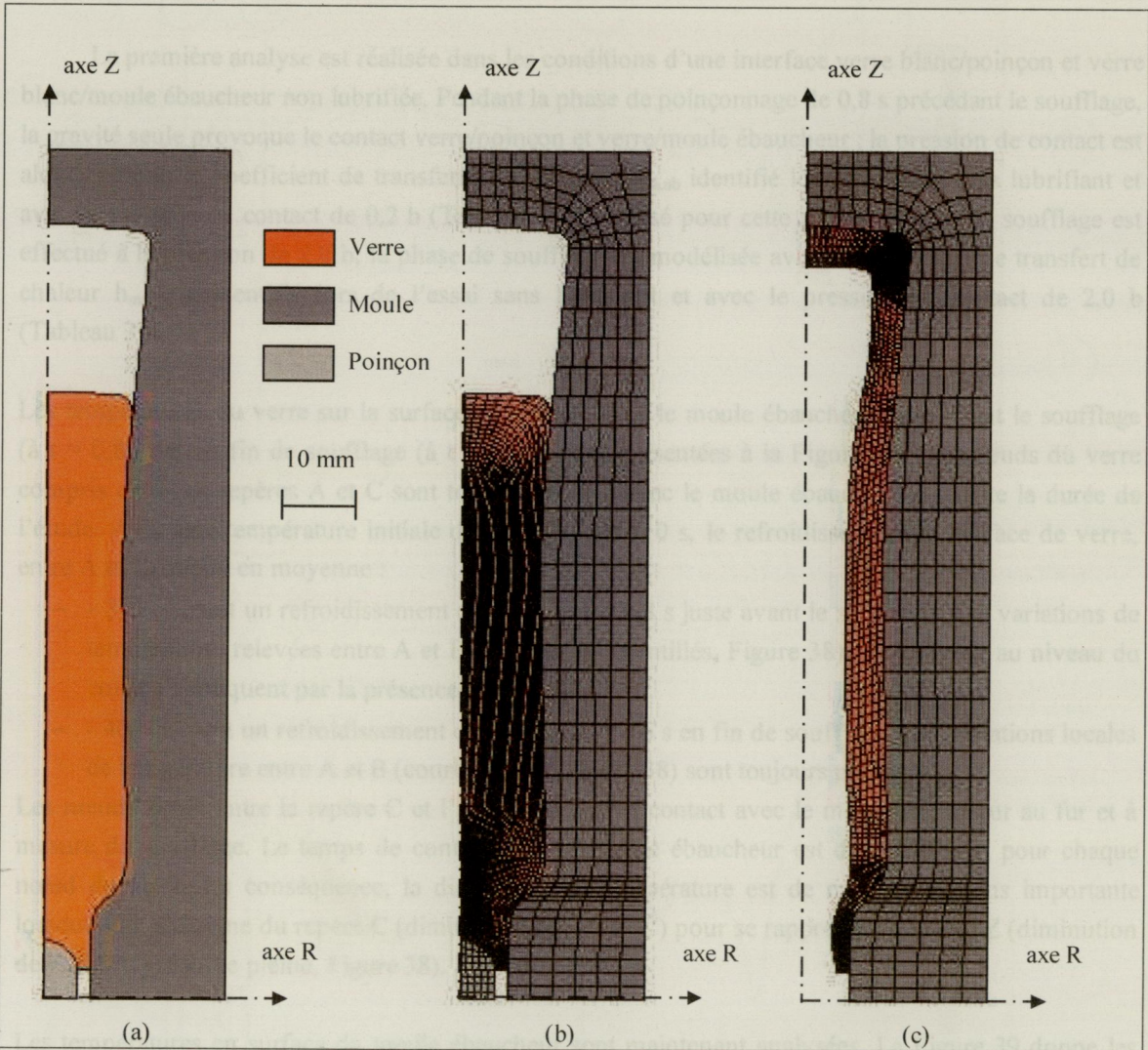


Figure 37 : Modèle Eléments Finis axisymétrique de la première opération de soufflage d'un procédé soufflé-soufflé : (a) Géométries du verre, du moule ébauteur et du poinçon, (b) Maillage initial du verre, du moule ébauteur et du poinçon ($t = 0$ s), (c) Maillage du verre, du moule ébauteur à la fin du soufflage ($t = 1,5$ s).

Le verre blanc est utilisé pour l'étude ; le poinçon et le moule ébauteur sont en fonte FGS. Les propriétés thermiques, fonction de la température, sont données pour le verre blanc et pour la fonte FGS dans l'annexe C. Pour la phase de soufflage, la pression est de 2,0 b. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R et suivant l'axe Z sont imposées sur tous les nœuds du poinçon et sur tous les nœuds du moule ébauteur. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R sont imposées sur les nœuds du verre situés sur l'axe Z. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe Z sont imposées sur les nœuds du verre situés sur la base du col. La température initiale des nœuds de la goutte de verre est de 1075 °C. Les nœuds du poinçon et les nœuds du moule ébauteur sont à la température initiale de 430 °C. Des conditions d'isolation parfaite sont imposées sur l'axe Z et sur les faces extérieures du poinçon et du moule ébauteur. Dans toutes les simulations suivantes, 6 remaillages ont été nécessaires afin d'obtenir la paraison à la fin du soufflage.

Identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/outils de formage et prise en compte dans la modélisation par Eléments Finis des procédés de formage de verre.

Pour analyser l'impact de la lubrification et du type de lubrifiant, les températures en surface de verre et en surface de moule ébaucheur sont relevées aux temps $t = 0,8$ s et $t = 1,5$ s.

III.1.b Analyse du premier soufflage sans lubrification

La première analyse est réalisée dans les conditions d'une interface verre blanc/poinçon et verre blanc/moule ébaucheur non lubrifiée. Pendant la phase de poinçonnage de 0,8 s précédant le soufflage, la gravité seule provoque le contact verre/poinçon et verre/moule ébaucheur ; la pression de contact est alors faible et le coefficient de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ identifié lors de l'essai sans lubrifiant et avec le pression de contact de 0,2 b (Tableau 3) est utilisé pour cette phase. Comme le soufflage est effectué à la pression de 2,0 b, la phase de soufflage est modélisée avec le coefficient de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ identifié lors de l'essai sans lubrifiant et avec le pression de contact de 2,0 b (Tableau 3).

Les températures du verre sur la surface de contact avec le moule ébaucheur juste avant le soufflage (à $t = 0,8$ s) et en fin de soufflage (à $t = 1,5$ s) sont présentées à la Figure 38. Les nœuds du verre compris entre les repères A et C sont tous en contact avec le moule ébaucheur sur toute la durée de l'étude. Avec une température initiale de 1075 °C à $t = 0$ s, le refroidissement en surface de verre, entre A et C, atteint en moyenne :

- - 325 °C, soit un refroidissement de 30 %, à $t = 0,8$ s juste avant le soufflage. Les variations de température, relevées entre A et B (courbes en pointillés, Figure 38), sont situées au niveau du col et s'expliquent par la présence du poinçon,
- - 400 °C, soit un refroidissement de 37 °C, à $t = 1,5$ s en fin de soufflage. Les variations locales de température entre A et B (courbe pleine, Figure 38) sont toujours présentes.

Les nœuds situés entre le repère C et l'axe Z entrent en contact avec le moule ébaucheur au fur et à mesure du soufflage. Le temps de contact avec le moule ébaucheur est donc différent pour chaque nœud du verre. En conséquence, la diminution de température est de moins en moins importante lorsque l'on s'éloigne du repère C (diminution de - 400 °C) pour se rapprocher de l'axe Z (diminution de - 285 °C) (courbe pleine, Figure 38).

Les températures en surface du moule ébaucheur sont maintenant analysées. La Figure 39 donne les températures du moule ébaucheur sur la surface de contact avec le verre avant le début du soufflage (à $t = 0,8$ s) et en fin de soufflage (à $t = 1,5$ s). Pour les nœuds du moule ébaucheur entre A et C (en contact depuis le début du poinçonnage et à la température initiale de 430 °C), l'augmentation de température est de :

- + 60 °C (augmentation de 13 %) à $t = 0,8$ s avant le début du soufflage. Pour les nœuds situés dans la région du col du poinçon, des variations locales de température dues à la présence du poinçon sont relevées (courbe en pointillés, Figure 39),
- + 65 °C (soit une augmentation de 15 %) à $t = 1,5$ s en fin de soufflage. Les variations de température sont encore présentes entre A et B (courbe pleine, Figure 39).

En considérant maintenant les nœuds du moule ébaucheur entre le repère C et l'axe Z, dont le contact intervient progressivement, l'augmentation de température varie de + 65 °C au repère C à + 90 °C sur l'axe Z (courbe pleine, Figure 39).

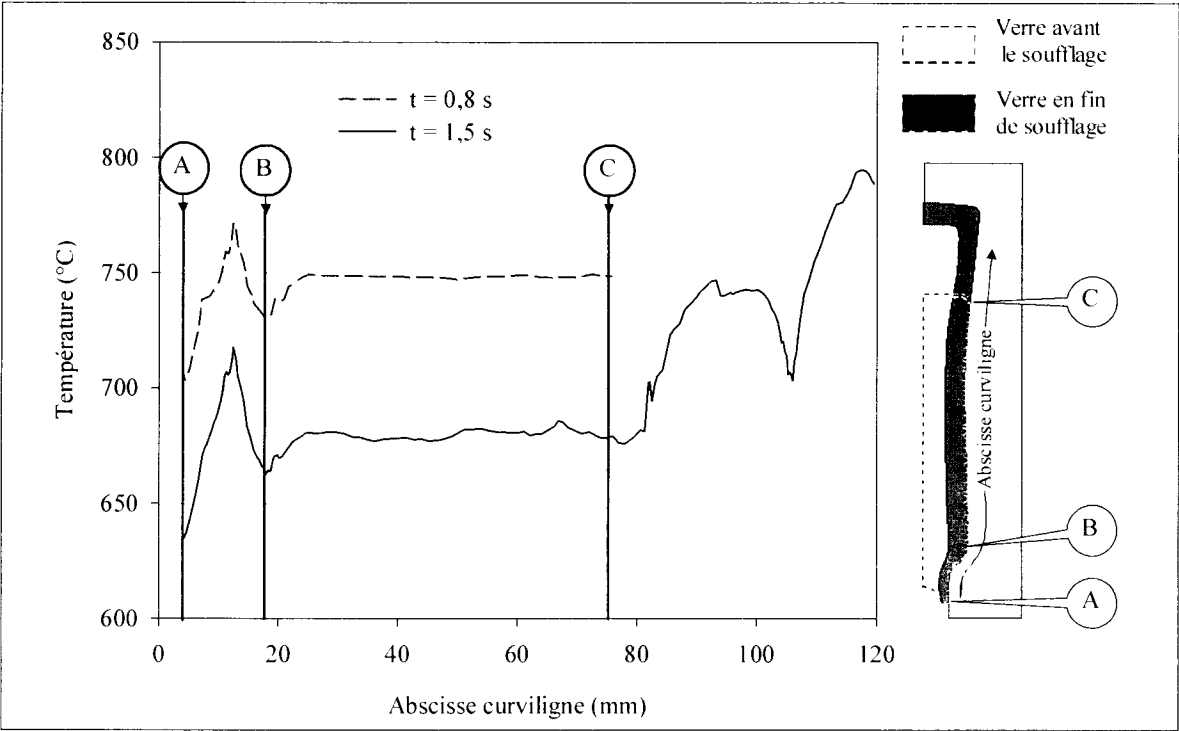


Figure 38 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du verre juste avant le soufflage ($t = 0,8 \text{ s}$) et en fin de soufflage ($t = 1,5 \text{ s}$), pour une interface verre/moule ébaucheur non lubrifiée (i. e. : avec les coefficients de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ du Tableau 3).

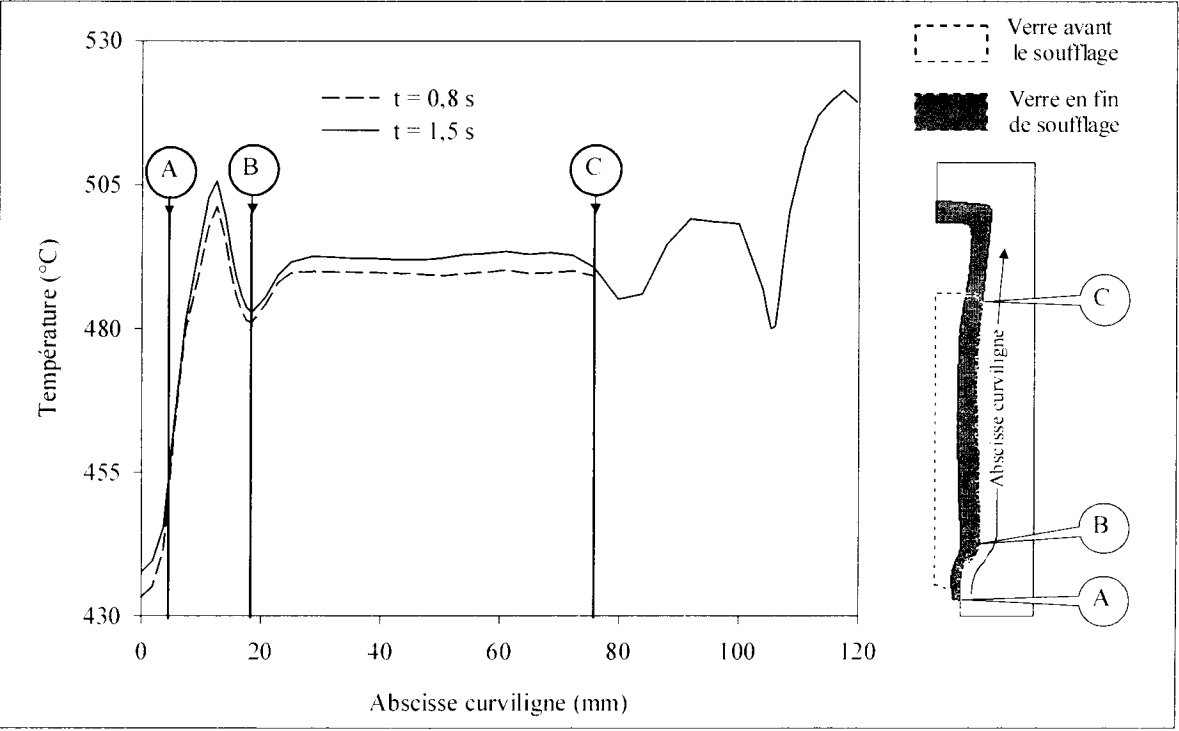


Figure 39 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du moule ébaucheur juste avant le soufflage ($t = 0,8 \text{ s}$) et en fin de soufflage ($t = 1,5 \text{ s}$), pour une interface verre/moule ébaucheur non lubrifiée (i. e. : avec les coefficients de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ du Tableau 3).

Pour résumer l'analyse concernant le soufflage de la paraison, les données importantes qui seront utilisées pour étudier l'impact de la lubrification dans le paragraphe suivant sont :

Identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/outils de formage et prise en compte dans la modélisation par Eléments Finis des procédés de formage de verre.

- pour la surface de verre :
 - - 325 °C pour la partie entre A et C juste avant le soufflage,
 - - 400 °C pour la partie entre A et C à la fin du soufflage,
 - - 285 °C sur l'axe Y à la fin du soufflage.
- pour la surface du moule ébaucheur :
 - + 60 °C pour la partie entre A et C juste avant le soufflage,
 - + 65 °C pour la partie entre A et C en fin de soufflage,
 - + 90 °C sur l'axe Y en fin de soufflage.

III.1.c Analyse de l'impact de la lubrification

En utilisant le modèle Eléments Finis développé au §III.1.a, l'impact de la lubrification (avec les lubrifiants Lub1 et Lub2) sur les températures en surface de verre et en surface de moule est analysé. Deux simulations sont effectuées avec les coefficients de transfert de chaleur suivants :

- $h_{l,ub1}$ (Tableau 4) obtenu par les essais aux pressions de 0,2 b et 2,0 b pour analyse de la lubrification avec Lub1,
- $h_{l,ub2}$ (Tableau 4) obtenu par les essais aux pressions de 0,2 b et 2,0 b pour analyse de la lubrification avec Lub2.

La première remarque pour ces simulations est que la présence du lubrifiant n'a aucune influence sur la géométrie de la paraison en fin de soufflage.

En considérant les températures côté verre, la Figure 40 présente les températures en surface de verre au début du soufflage (à $t = 0,8$ s) et à la fin du soufflage ($t = 1,5$ s). La diminution moyenne de la température entre les repères A et C est :

- d'environ - 300 °C pour le lubrifiant Lub1 (diminution de 28 %) et - 315 °C pour le lubrifiant Lub1 (diminution de 29,3 %) juste avant le soufflage (courbes en pointillés, Figure 40),
- d'environ - 375 °C pour Lub1 (diminution de 34,8 %) et de - 395 °C pour Lub2 (diminution de 36,6 %) à la fin du soufflage (courbes pleines, Figure 40).

Entre le repère C et l'axe Z, la diminution de température est de - 375 °C en C et - 275 °C sur l'axe Z pour le lubrifiant Lub1 et de - 380 °C en C et - 285 °C sur l'axe Z pour le lubrifiant Lub2 à la fin du soufflage (courbes pleines, Figure 40).

La Figure 41 donne les températures en surface de moule ébaucheur en début et en fin de soufflage. Pour la surface comprise entre les repères A et C, l'augmentation de température est :

- de + 55 °C pour Lub1 et + 58 °C pour Lub2 juste avant le soufflage (courbes en pointillés, Figure 41),
- de + 57 °C pour Lub1 et + 63 °C pour Lub2 à la fin du soufflage (courbes pleines, Figure 41).

L'augmentation de la température du moule ébaucheur au niveau de l'axe Z est de + 81 °C pour Lub1 et de + 85 °C pour Lub2.

La première conclusion est que les allures des évolutions des températures le long de la surface de verre et le long de la surface du moule ébaucheur obtenues pour les simulation avec Lub1 et avec Lub2 sont identiques à celles obtenues pour la modélisation sans lubrifiant (§III.1.b).

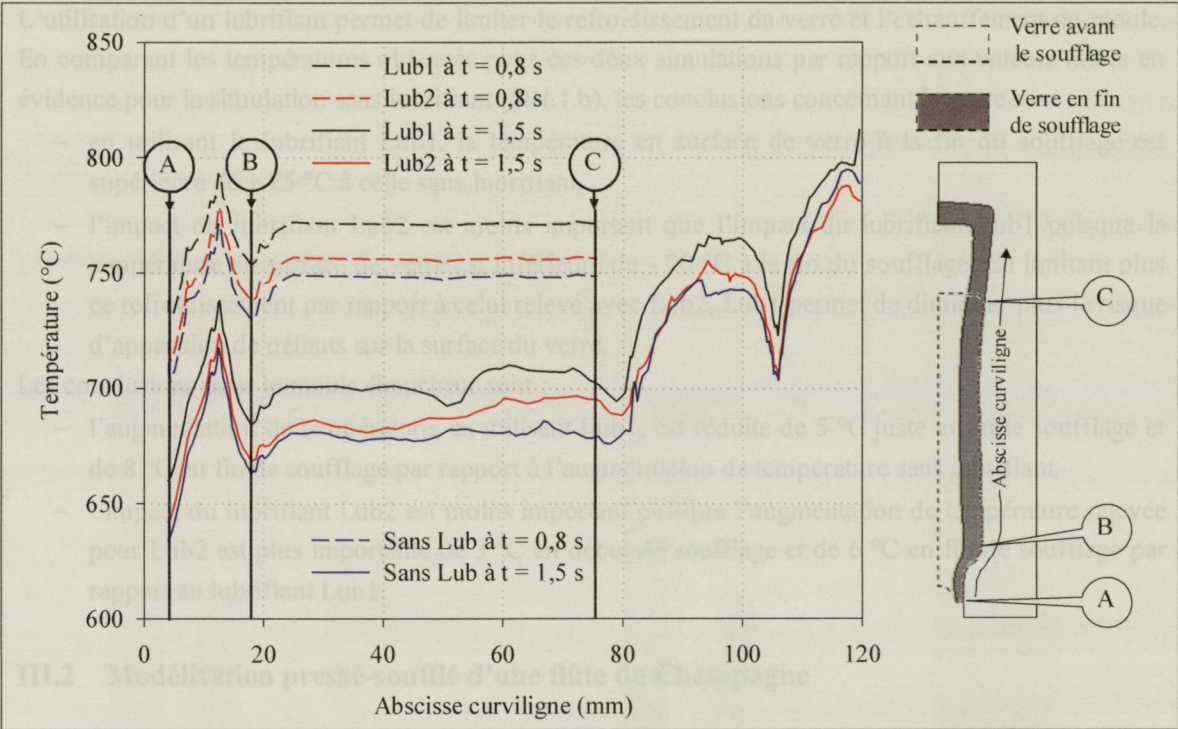


Figure 40 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du verre juste avant le soufflage ($t = 0,8 \text{ s}$) et en fin de soufflage ($t = 1,5 \text{ s}$), pour une interface verre/moule ébaucheur lubrifiée avec Lub1 et Lub2 (i. e. : avec les coefficients de transfert de chaleur h_{Lub1} et h_{Lub2} du Tableau 4).

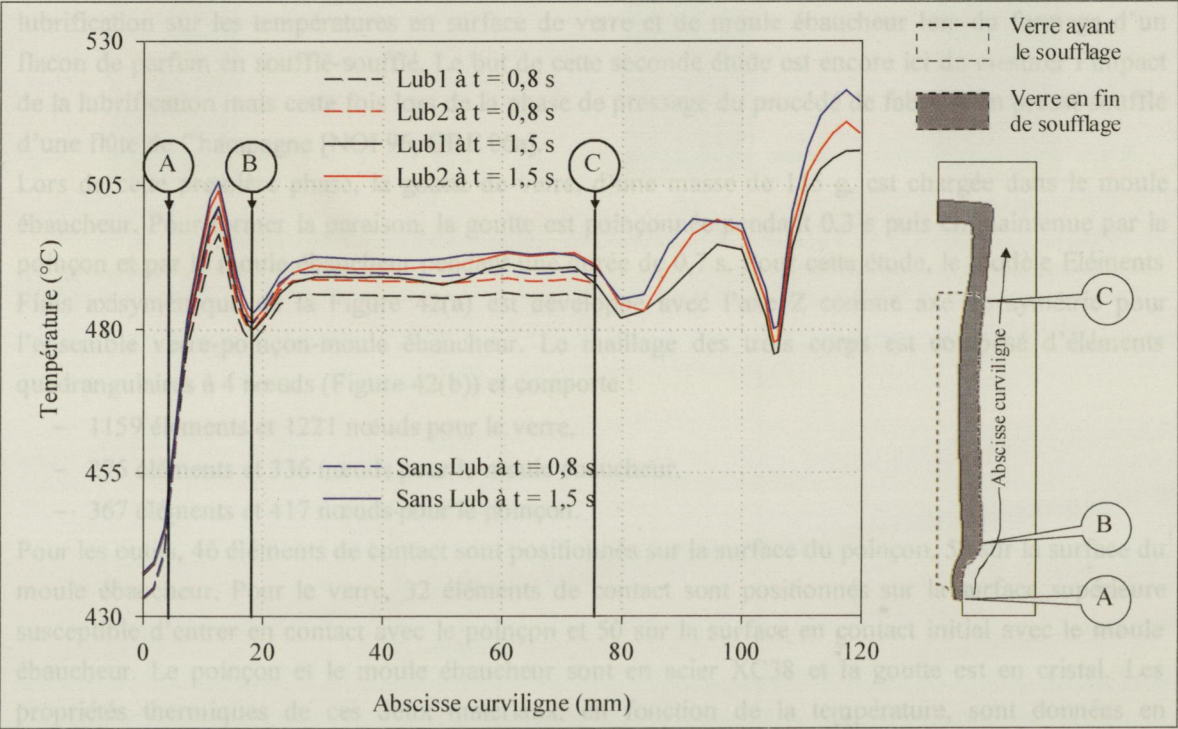


Figure 41 : Evolutions des températures le long de la surface de contact de moule ébaucheur juste avant le soufflage ($t = 0,8 \text{ s}$) et en fin de soufflage ($t = 1,5 \text{ s}$), pour une interface verre/moule ébaucheur lubrifiée avec Lub1 et Lub2 (i. e. : avec les coefficients de transfert de chaleur h_{Lub1} et h_{Lub2} du Tableau 4).

L'utilisation d'un lubrifiant permet de limiter le refroidissement du verre et l'échauffement du moule. En comparant les températures obtenues pour ces deux simulations par rapport aux valeurs mises en évidence pour la simulation sans lubrifiant (§III.1.b), les conclusions concernant le verre sont :

- en utilisant le lubrifiant Lub1, la température en surface de verre à la fin du soufflage est supérieure de + 25 °C à celle sans lubrifiant,
- l'impact du lubrifiant Lub2 est moins important que l'impact du lubrifiant Lub1 puisque la température en surface de verre est inférieure de - 20 °C à la fin du soufflage. En limitant plus ce refroidissement par rapport à celui relevé avec Lub2, Lub1 permet de diminuer plus le risque d'apparition de défauts sur la surface du verre.

Les conclusions pour le moule ébaucheur sont :

- l'augmentation de température, en utilisant Lub1, est réduite de 5 °C juste avant le soufflage et de 8 °C en fin de soufflage par rapport à l'augmentation de température sans lubrifiant,
- l'impact du lubrifiant Lub2 est moins important puisque l'augmentation de température relevée pour Lub2 est plus importante de 3 °C en début de soufflage et de 6 °C en fin de soufflage par rapport au lubrifiant Lub1.

III.2 Modélisation pressé-soufflé d'une flûte de Champagne

III.2.a Modèle Eléments Finis

La modélisation de la première partie (§III.1) de ce chapitre a mis en évidence l'influence de la lubrification sur les températures en surface de verre et de moule ébaucheur lors du formage d'un flacon de parfum en soufflé-soufflé. Le but de cette seconde étude est encore ici de mesurer l'impact de la lubrification mais cette fois lors de la phase de pressage du procédé de fabrication pressé-soufflé d'une flûte de Champagne [NOI 96, GRE 06a].

Lors de cette première phase, la goutte de verre, d'une masse de 115 g, est chargée dans le moule ébaucheur. Pour former la paraison, la goutte est poinçonnée pendant 0,3 s puis en maintenue par le poinçon et par le moule ébaucheur pendant une durée de 0,7 s. Pour cette étude, le modèle Eléments Finis axisymétrique de la Figure 42(a) est développé avec l'axe Z comme axe de symétrie pour l'ensemble verre-poinçon-moule ébaucheur. Le maillage des trois corps est composé d'éléments quadrangulaires à 4 nœuds (Figure 42(b)) et comporte :

- 1159 éléments et 1221 nœuds pour le verre,
- 275 éléments et 336 nœuds pour le moule ébaucheur,
- 367 éléments et 417 nœuds pour le poinçon.

Pour les outils, 46 éléments de contact sont positionnés sur la surface du poinçon, 58 sur la surface du moule ébaucheur. Pour le verre, 32 éléments de contact sont positionnés sur la surface supérieure susceptible d'entrer en contact avec le poinçon et 50 sur la surface en contact initial avec le moule ébaucheur. Le poinçon et le moule ébaucheur sont en acier XC38 et la goutte est en cristal. Les propriétés thermiques de ces deux matériaux, en fonction de la température, sont données en Annexe C. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R sont imposées sur tous les nœuds du poinçon. L'évolution du déplacement des nœuds du poinçon suivant l'axe Z est donnée sur la Figure 43 et représente la pratique industrielle. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R et suivant l'axe Z sont imposées sur tous les nœuds du moule ébaucheur. Des conditions de déplacement nul suivant l'axe R sont appliquées aux nœuds du cristal situés sur l'axe Z. Des conditions de glissement

sans frottement sont considérées entre le cristal et le poinçon, entre le cristal et le moule ébaucheur. La température initiale des nœuds du cristal est de 1098 °C et celle des nœuds du poinçon et du moule ébaucheur est de 480 °C. Des conditions d'isolation parfaite sont imposées sur l'axe Z et sur les faces extérieures du poinçon et du moule ébaucheur. Pour obtenir la paraison à la fin du pressage, 4 remaillages ont été nécessaires.

L'analyse de l'impact de la lubrification est effectuée en comparant les températures à la fin du pressage (à $t = 1$ s) en surface du cristal, en surface du poinçon et en surface du moule ébaucheur.

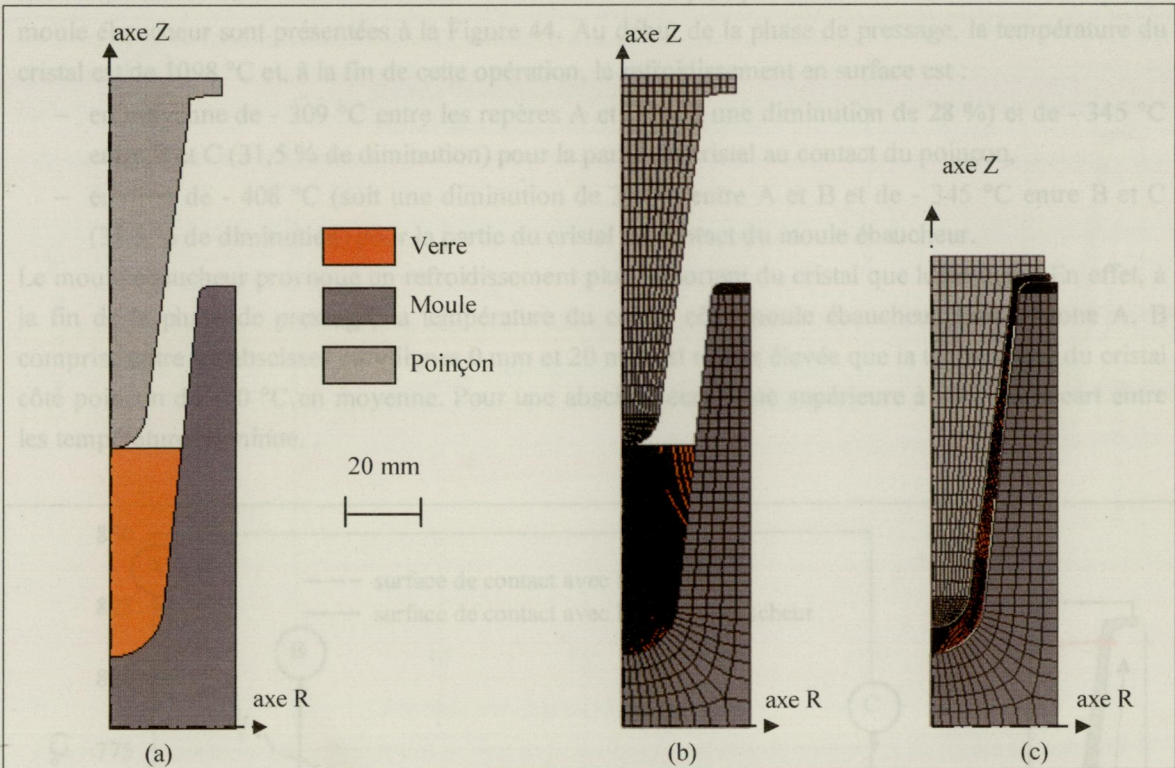


Figure 42 : Modèle Eléments Finis axisymétrique de l'opération de pressage d'un procédé pressé-soufflé : (a) Géométries du verre, du moule ébaucheur et du poinçon, (b) Maillage initial du verre, du moule ébaucheur et du poinçon ($t = 0$ s), (c) Maillage du verre, du moule ébaucheur et du poinçon à la fin du pressage ($t = 0,3$ s).

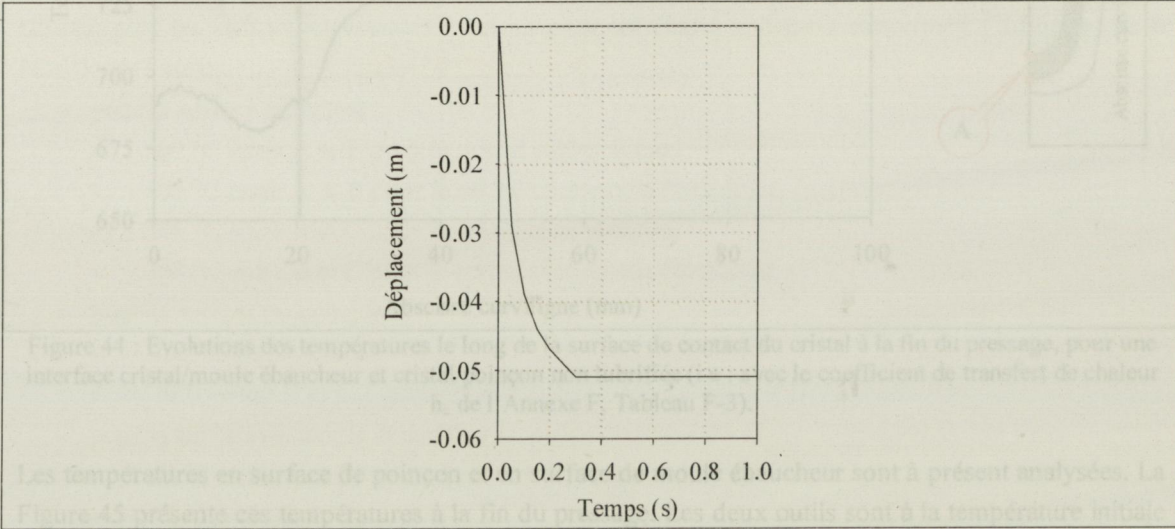


Figure 43 : Déplacement du poinçon lors de l'opération de pressage dans le procédé pressé-soufflé suivant l'axe Z.

III.2.b Analyse du pressage sans lubrification

La première simulation est effectuée avec les conditions d’une interface cristal/poinçon et cristal/moule ébaucheur non lubrifiée. Le relevé des efforts exercés sur le verre [NOI 96] a permis de calculer la pression de contact et de remarquer qu’elle est évolutive de 0 b à environ 15 b. Le coefficient de transfert de chaleur h_c identifié lors de l’essai sans lubrifiant à la pression évolutive de 0 b à 15 b (Annexe F, essai numéro 15) est utilisé pour cette simulation. Les températures du cristal sur la surface de contact avec le poinçon et sur la surface de contact avec le moule ébaucheur sont présentées à la Figure 44. Au début de la phase de pressage, la température du cristal est de 1098 °C et, à la fin de cette opération, le refroidissement en surface est :

- en moyenne de - 309 °C entre les repères A et B (soit une diminution de 28 %) et de - 345 °C entre B et C (31,5 % de diminution) pour la partie du cristal au contact du poinçon,
- environ de - 408 °C (soit une diminution de 37 %) entre A et B et de - 345 °C entre B et C (33,5 % de diminution) pour la partie du cristal au contact du moule ébaucheur.

Le moule ébaucheur provoque un refroidissement plus important du cristal que le poinçon. En effet, à la fin de la phase de pressage, la température du cristal côté moule ébaucheur dans la zone A, B comprise entre les abscisses curvilignes 0 mm et 20 mm est moins élevée que la température du cristal côté poinçon de 100 °C en moyenne. Pour une abscisse curviligne supérieure à 20 mm, l’écart entre les températures diminue.

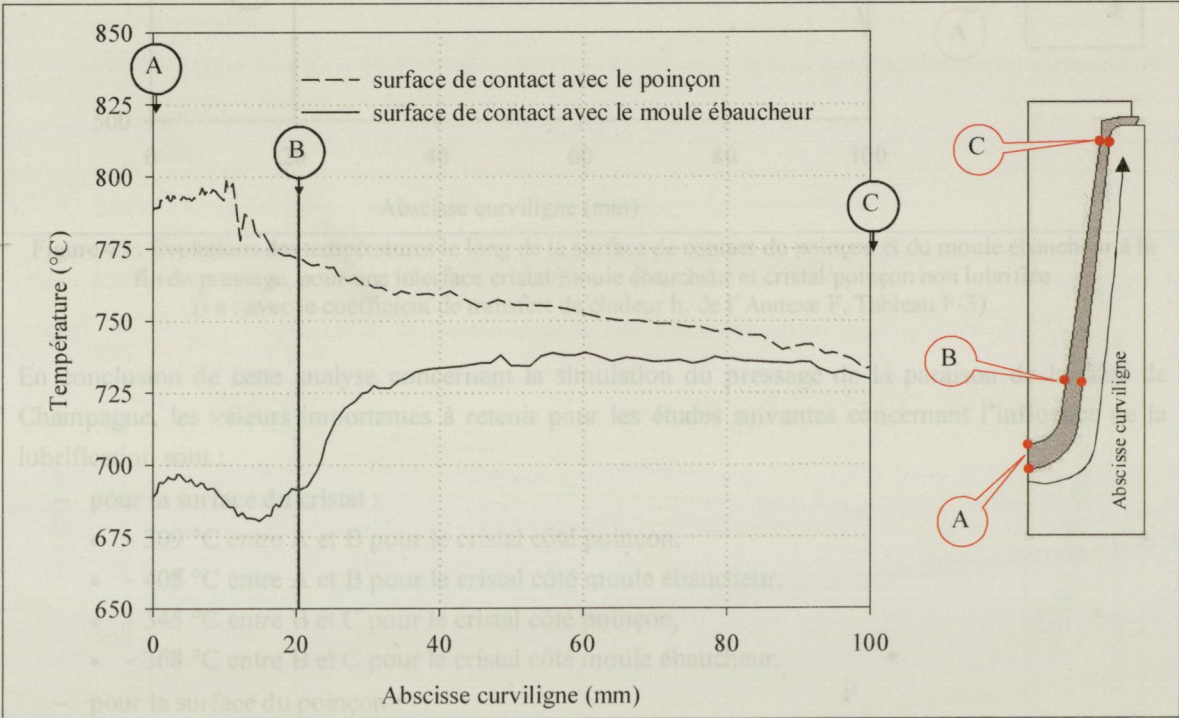


Figure 44 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du cristal à la fin du pressage, pour une interface cristal/moule ébaucheur et cristal/poinçon non lubrifiée (i.e. : avec le coefficient de transfert de chaleur h_c de l’Annexe F, Tableau F-3).

Les températures en surface de poinçon et en surface de moule ébaucheur sont à présent analysées. La Figure 45 présente ces températures à la fin du pressage. Les deux outils sont à la température initiale de 480 °C et, en fin de pressage, l’augmentation de température est de :

- + 105 °C (augmentation de 22 %) entre A et B et de + 70 °C (14,6 % d'augmentation) entre B et C pour le poinçon,
- + 44 °C (soit + 9,1 %) entre les repères A et B et de + 59 °C (+ 12,3 %) entre B et C pour le moule ébaucheur.

L'échauffement de la surface du poinçon est donc plus important que celui de la surface du moule ébaucheur dans la zone comprise entre les abscisses curvilignes 0 mm et 20 mm. De manière analogue au cristal, à partir d'une abscisse curviligne de 20 mm, l'écart de température diminue.

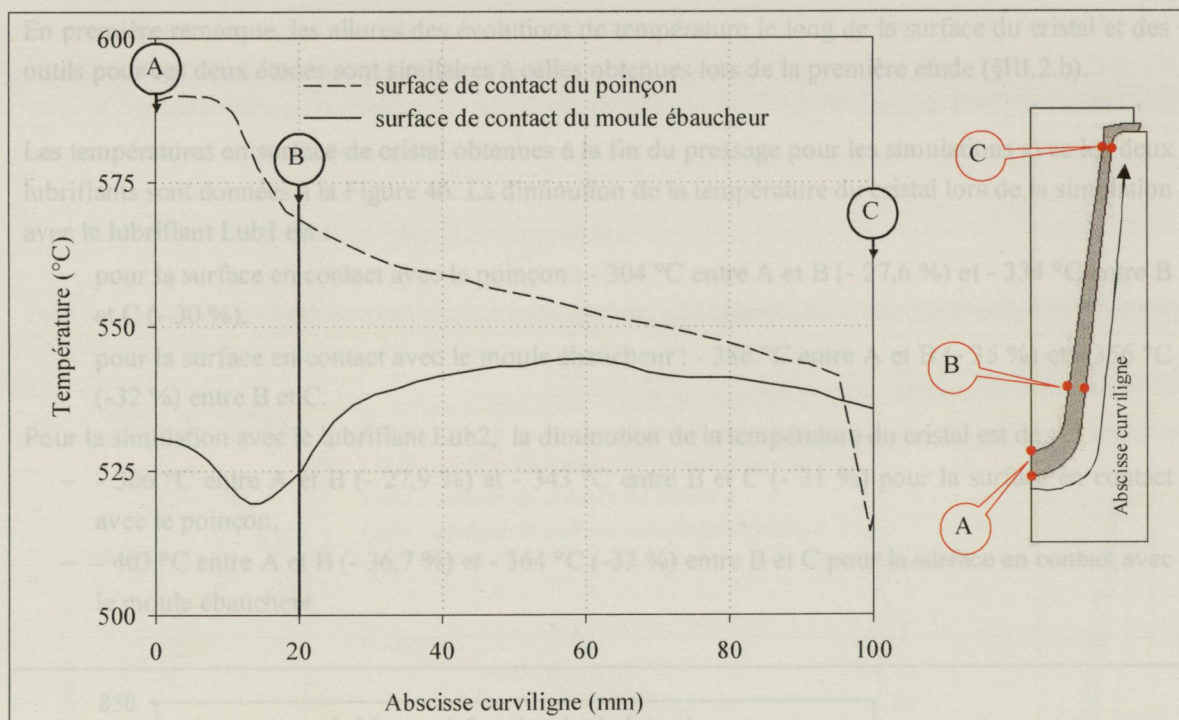


Figure 45 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du poinçon et du moule ébaucheur à la fin du pressage, pour une interface cristal/moule ébaucheur et cristal/poinçon non lubrifiée (i.e. : avec le coefficient de transfert de chaleur h_c de l'Annexe F, Tableau F-3).

En conclusion de cette analyse concernant la simulation du pressage de la paraison de la flûte de Champagne, les valeurs importantes à retenir pour les études suivantes concernant l'influence de la lubrification sont :

- pour la surface du cristal :
 - - 309 °C entre A et B pour le cristal côté poinçon,
 - - 408 °C entre A et B pour le cristal côté moule ébaucheur,
 - - 345 °C entre B et C pour le cristal côté poinçon,
 - - 368 °C entre B et C pour le cristal côté moule ébaucheur.
- pour la surface du poinçon :
 - + 105 °C entre A et B,
 - + 70 °C entre B et C.
- pour la surface du moule ébaucheur :
 - + 44 °C entre A et B,
 - + 59 °C entre B et C.

III.2.c Analyse de l'impact de la lubrification

L'impact de la lubrification du poinçon et du moule ébaucheur sur les températures du cristal, du poinçon et du moule ébaucheur est analysé. Deux simulations sont effectuées avec les coefficients de transfert de chaleur suivants :

- l'essai avec le lubrifiant Lub1 dans les conditions pressé-soufflé (Annexe F, essai numéro 14),
- l'essai avec le lubrifiant Lub2 dans les conditions pressé-soufflé (Annexe F, essai numéro 21).

En première remarque, les allures des évolutions de température le long de la surface du cristal et des outils pour ces deux études sont similaires à celles obtenues lors de la première étude (§III.2.b).

Les températures en surface de cristal obtenues à la fin du pressage pour les simulations avec les deux lubrifiants sont données à la Figure 46. La diminution de la température du cristal lors de la simulation avec le lubrifiant Lub1 est :

- pour la surface en contact avec le poinçon : - 304 °C entre A et B (- 27,6 %) et - 334 °C entre B et C (- 30 %),
- pour la surface en contact avec le moule ébaucheur : - 386 °C entre A et B (- 35 %) et - 356 °C (-32 %) entre B et C.

Pour la simulation avec le lubrifiant Lub2, la diminution de la température du cristal est de :

- - 306 °C entre A et B (- 27,9 %) et - 343 °C entre B et C (- 31 %) pour la surface en contact avec le poinçon,
- - 403 °C entre A et B (- 36,7 %) et - 364 °C (-33 %) entre B et C pour la surface en contact avec le moule ébaucheur.

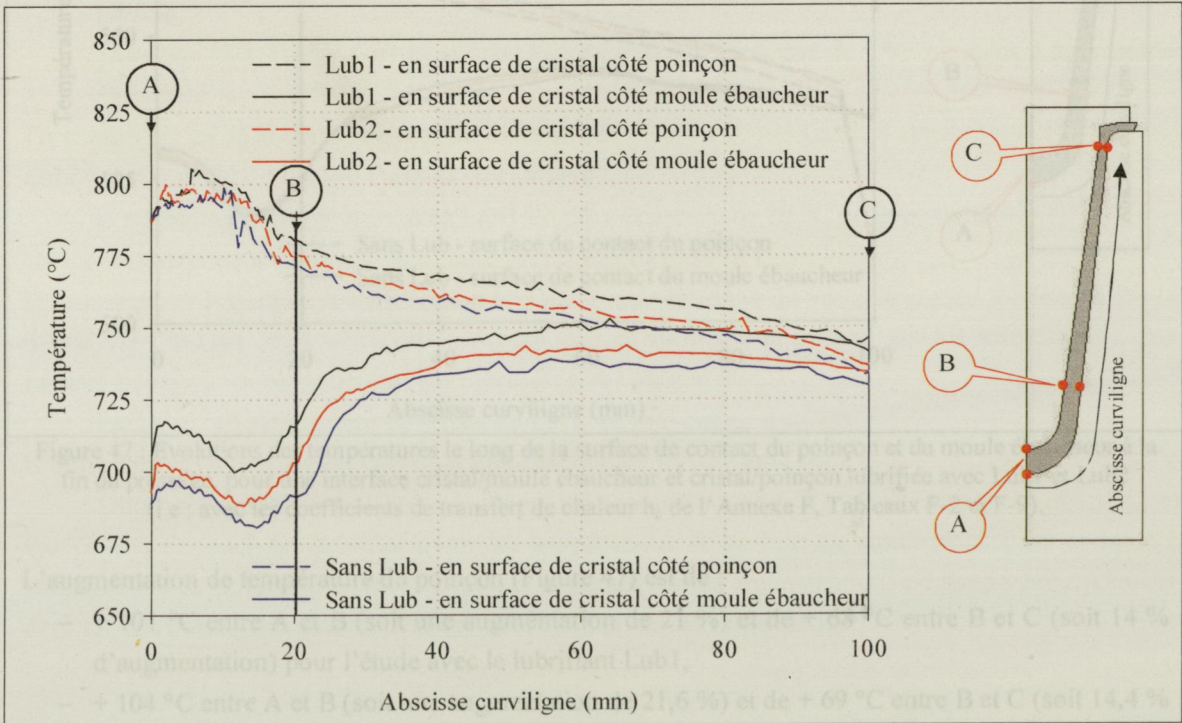


Figure 46 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du cristal à la fin du pressage, pour une interface cristal/moule ébaucheur et cristal/poinçon lubrifiée avec Lub1 et Lub2 (i.e. : avec les coefficients de transfert de chaleur h_c de l'Annexe F, Tableaux F-2 et F-9).

En comparant les valeurs de température obtenues pour ces deux simulations par rapport aux valeurs obtenues pour l'étude sans lubrification, les conclusions concernant le cristal sont :

- pour la surface en contact avec le poinçon :
 - la température du cristal est en moyenne supérieure de + 7 °C lorsque Lub1 est utilisé par rapport à l'étude sans lubrifiant,
 - la température du cristal est en moyenne supérieure de + 2,5 °C lorsque Lub2 est utilisé par rapport à l'étude sans lubrifiant.
- pour la surface en contact avec le moule ébaucheur :
 - la température en surface du cristal est supérieure de + 17 °C lorsque Lub1 est utilisé par rapport à l'étude sans lubrifiant,
 - la température en surface du cristal est supérieure de + 4,5 °C lorsque Lub2 est utilisé par rapport à l'étude sans lubrifiant.
- le lubrifiant Lub1 est plus isolant que le lubrifiant Lub2 car les températures en surface de cristal sont plus élevées (+ 8,5 °C en moyenne).

Pour les outils, les températures en surface sont données à la Figure 47.

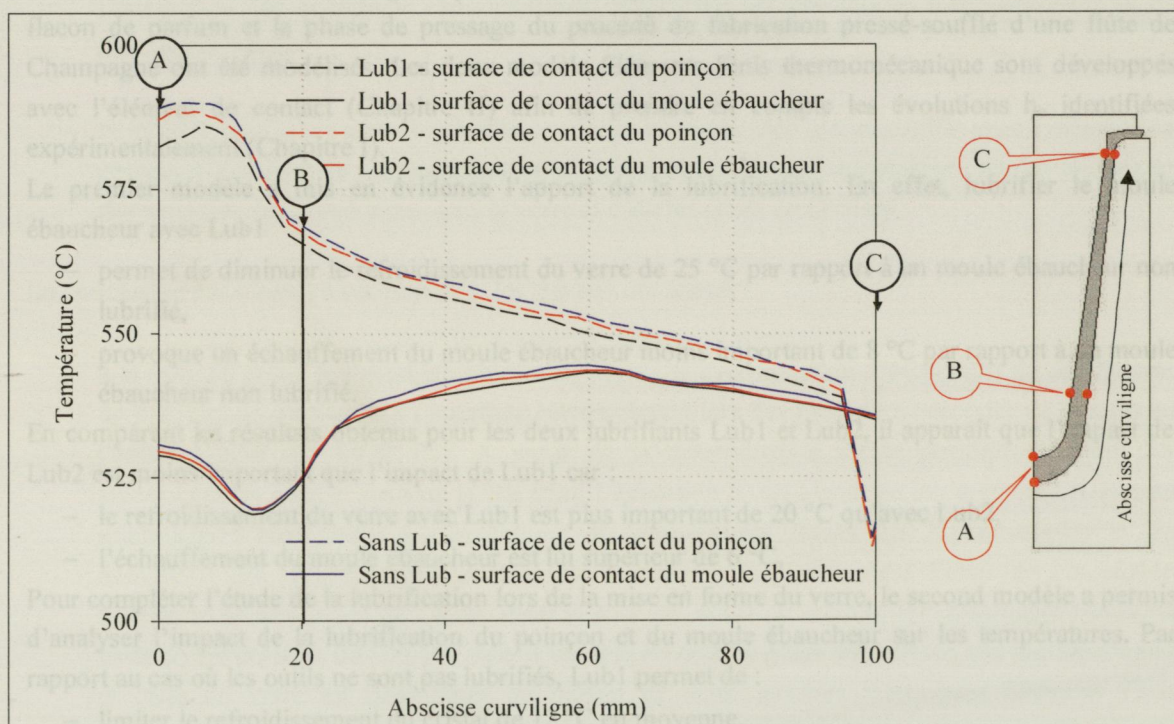


Figure 47 : Evolutions des températures le long de la surface de contact du poinçon et du moule ébaucheur à la fin du pressage, pour une interface cristal/moule ébaucheur et cristal/poinçon lubrifiée avec Lub1 et Lub2 (i.e. : avec les coefficients de transfert de chaleur h_c de l'Annexe F, Tableaux F-2 et F-9).

L'augmentation de température du poinçon (Figure 47) est de :

- + 101 °C entre A et B (soit une augmentation de 21 %) et de + 68 °C entre B et C (soit 14 % d'augmentation) pour l'étude avec le lubrifiant Lub1,
- + 104 °C entre A et B (soit une augmentation de 21,6 %) et de + 69 °C entre B et C (soit 14,4 % d'augmentation) pour l'étude avec le lubrifiant Lub2.

Après analyse des résultats concernant le poinçon, il peut être conclu que l'impact des deux lubrifiants Lub1 et Lub2 sur les températures en surface du poinçon est peu visible. En effet les différences de température avec la simulation effectuée sans lubrifiant sont peu significatives.

Pour le moule ébaucheur, l'augmentation de la température en surface (Figure 47) est:

- pour l'étude avec le lubrifiant Lub1 : + 43 °C entre A et B (soit une augmentation de 8,9 %) et de + 58 °C entre B et C (soit 12 % d'augmentation),
- pour l'étude avec le lubrifiant Lub2 : + 44 °C entre A et B (soit une augmentation de 9,1 %) et de + 58,6 °C entre B et C (soit 12,2 % d'augmentation).

Pour le moule ébaucheur, comme pour l'analyse concernant le poinçon, l'impact des deux lubrifiants est peu significatif car, pour Lub1 et pour Lub2, l'augmentation de température en surface est quasi identique à celle relevée lorsque le moule ébaucheur n'est pas lubrifié.

Conclusions

Pour analyser l'impact de la lubrification et du choix du lubrifiant sur les températures dans le verre et dans les outils de formage, le premier soufflage du procédé de fabrication soufflé-soufflé d'un flacon de parfum et la phase de pressage du procédé de fabrication pressé-soufflé d'une flûte de Champagne ont été modélisés. Les deux modèle Eléments Finis thermomécanique sont développés avec l'élément de contact (Chapitre II) afin de prendre en compte les évolutions h_c identifiées expérimentalement (Chapitre I).

Le premier modèle a mis en évidence l'apport de la lubrification. En effet, lubrifier le moule ébaucheur avec Lub1

- permet de diminuer le refroidissement du verre de 25 °C par rapport à un moule ébaucheur non lubrifié,
- provoque un échauffement du moule ébaucheur moins important de 8 °C par rapport à un moule ébaucheur non lubrifié.

En comparant les résultats obtenus pour les deux lubrifiants Lub1 et Lub2, il apparaît que l'impact de Lub2 est moins important que l'impact de Lub1 car :

- le refroidissement du verre avec Lub1 est plus important de 20 °C qu'avec Lub2,
- l'échauffement du moule ébaucheur est lui supérieur de 6 °C.

Pour compléter l'étude de la lubrification lors de la mise en forme du verre, le second modèle a permis d'analyser l'impact de la lubrification du poinçon et du moule ébaucheur sur les températures. Par rapport au cas où les outils ne sont pas lubrifiés, Lub1 permet de :

- limiter le refroidissement du cristal de 12 °C en moyenne.

L'impact moins important du lubrifiant Lub2 est encore ici confirmé car :

- Lub2 provoque un refroidissement du cristal plus important de 8,5 °C par rapport à Lub1.

Par contre, l'impact des lubrifiants sur les températures de surface du moule ébaucheur et sur les températures en surface du poinçon est peu significatif car les augmentations de température relevées avec les lubrifiants sont quasi identiques à celles relevées sans lubrifiant.

Conclusions - Perspectives

Conclusions

Les travaux présentés dans ce mémoire avaient initialement pour objectifs :

- le développement d'un essai expérimental permettant l'identification d'évolutions h_c à l'interface verre/outils de formage pour des conditions représentatives des procédés industriels de formage de verre,
- la réalisation d'une campagne expérimentale permettant d'analyser l'influence, sur h_c et sur les évolutions de température dans le verre et dans les outils de formage, des matériaux et des températures des outils de formage et du verre, de la pression de contact, de la présence ou pas de lubrifiant, du type de lubrifiant,
- le développement d'un élément de contact dans le code de calculs Abaqus permettant l'intégration des évolutions expérimentales de h_c dans les simulations thermomécaniques de formage de verre,
- la modélisation d'un procédé soufflé-soufflé et d'un procédé pressé-soufflé avec l'élément de contact et l'analyse de l'influence de la lubrification et du choix du lubrifiant sur les évolutions des températures numériques dans le verre et dans les outils de formage.

En conclusion par rapport à ces objectifs, les travaux ont abouti :

- à la mise au point de l'essai laboratoire en vue de la détermination d'évolutions de coefficients de transfert de chaleur h_c à l'interface verre/poinçon lors des premières secondes de la mise en contact [MOR 02, MOR 03]. A partir de la détermination de la position optimale des thermocouples dans le poinçon [GRE 05a], l'évolution h_c est identifiée par méthode inverse en minimisant l'écart entre les évolutions de températures issues des thermocouples et les évolutions des températures calculées par le modèle 1D Différences Finies en conduction thermique instationnaire de l'essai. Pour la mise en œuvre du modèle 1D Différences Finies, la carte de température du poinçon dans le modèle est connue grâce aux relevés aux thermocouples et celle du verre est déterminée au moyen de deux modèles thermiques Eléments Finis permettant de simuler les phases de transfert du creuset contenant le verre depuis l'ouverture du four jusqu'à l'instant de la mise en contact verre/poinçon.
- à la réalisation d'une campagne expérimentale où le protocole d'essais mis en place a permis l'identification d'évolutions h_c obtenues dans des conditions représentatives des procédés de fabrication soufflé-soufflé et pressé-soufflé. Des résultats nouveaux ont été obtenus en testant des pressions de contact représentatives des pressions de la phase de pressage du procédé pressé-soufflé. Un des points particulièrement originaux de ces travaux a été la quantification de l'impact de la lubrification et des lubrifiants sur h_c et sur les températures du verre et du

poinçon [MOR 06a, MOR 06b]. Cette campagne expérimentale a par ailleurs permis d'analyser l'influence, sur h_c et sur les évolutions de température dans le verre et dans le poinçon, des matériaux et des températures du poinçon et du verre. Les résultats de cette campagne expérimentale ont permis d'établir une base de données qui a été utilisée lors des modélisations des procédés soufflé-soufflé et pressé-soufflé.

- au développement d'un élément fini spécifique de contact, d'un point de vue thermique, dans le code de calculs Abaqus permettant d'intégrer les évolutions expérimentales h_c dans les simulations thermomécaniques de procédés de formage de verre [GRE 05b, MOR 07]. Ces éléments de contact se positionnent sur la surface des corps susceptibles d'entrer en contact. La formulation du contact thermique entre deux Corps est établie de manière classique à partir de l'équation en conduction de la chaleur. L'implémentation dans Abaqus des éléments de contact est réalisée à l'aide des sous-routines URDFIL et UEL et avec des fichiers temporaires. UEL détecte le contact pour chaque nœud de chaque élément de contact par la pression nodale, calcule la température T_2 de l'autre corps en contact et détermine h_c en fonction de la pression de contact, du temps de contact et de la température des deux corps au contact et enregistre les valeurs h_c et T_2 dans les fichiers temporaires. La sous-routine UEL lit les fichiers temporaires pour calculer, par rapport avec la formulation Eléments Finis, la matrice de rigidité thermique et le vecteur résidu de l'élément de contact. Des benchmarks ont permis de valider la prise en compte du transfert thermique par le modèle thermomécanique avec l'élément de contact [GRE 06a] pour des situations différentes d'étude (régime stationnaire et instationnaire), de maillage (maillage identiques des Corps ou plus raffiné pour l'un des Corps) ou de contact (évolutif ou non évolutif).
- à la modélisation du procédé soufflé-soufflé d'un flacon de parfum et du procédé pressé-soufflé d'une flûte de Champagne [GRE 06a] en utilisant l'élément de contact et en intégrant les évolutions expérimentales h_c . En se focalisant uniquement sur la première étape de chaque procédé, d'autres résultats nouveaux ont été obtenus : l'impact de la présence ou pas d'un lubrifiant et l'impact du choix du lubrifiant, sur les évolutions de température dans le verre et dans les outils de formage, ont été quantifiés précisément [MOR 06a, MOR 06b]. D'autre part, les avantages de la lubrification ont été mis en évidence et les propriétés isolantes des deux lubrifiants ont été comparées.

Perspectives

L'essai développé au LAMIH permet de réaliser la mise en contact verre/poinçon et de tester différentes configurations de contact en terme de matériaux, de températures, de pressions de contact et de lubrification.

Une amélioration concernant le dispositif expérimental pourraient être apportées sur le chauffage du creuset contenant le verre. Afin d'éviter les phases de transport du creuset contenant le verre entre l'ouverture du four électrique jusqu'à l'instant de la mise en contact, un four électrique pourrait être positionné au niveau de la machine de traction/compression juste en dessous du poinçon. Son ouverture ne serait effectuée qu'un court laps de temps avant la mise en contact verre/poinçon : la phase de transfert où le verre se refroidit à l'air libre serait donc minimisée au maximum.

Une autre perspective concernant l'essai expérimental pourrait consister à tester d'autres lubrifiants, afin d'analyser leur pouvoir isolant et leur influence sur les températures des différents Corps, comme cela a été réalisé dans ce mémoire.

D'autres perspectives d'application de l'essai développé au LAMIH pourraient aussi s'ouvrir comme l'étude :

- de l'influence de la température initiale du poinçon à l'instant de la mise en contact afin de détecter les phénomènes de collage entre le verre et ce poinçon pouvant entraîner des difficultés lors des opérations de démoulage.
- de l'état de surface du verre (par mesures de rugosité ou par analyses microscopique) après la mise en contact afin de déterminer les températures initiales minimales auxquelles doivent être portés le verre et le poinçon. La détermination du réglage adéquat des températures initiales permettra de diminuer le risque d'apparition des défauts sur la surface du verre.
- de l'usure du poinçon (en terme de dégradation du transfert thermique) pour déterminer à partir de quel moment, en terme de nombre d'articles formés, lors d'une phase de production, un outil de formage doit être lubrifié à nouveau, repoli ou même changé.

Les essais effectués dans le cadre de ces perspectives permettraient de compléter la base de données établie à partir des essais expérimentaux mentionnés dans les Annexes E et F.

Une dernière perspective se dégagerait par rapport à l'utilisation de cette base de données et concernerait l'aspect modélisation numérique des procédés de mise en forme.

Lors d'une simulation numérique, les paramètres température des corps et pression de contact, relevées à l'instant du contact, peuvent avoir des valeurs particulières pour lesquelles aucune valeur h_c n'est disponible dans la base de données. Pour y remédier, des solutions pourraient consister à :

- établir une loi mathématique à partir de toutes les données d'essais. A partir d'un jeu de données d'entrée (températures initiales et de pression), il sera possible avec cette loi pourra de calculer une évolution h_c adéquate,
- définir un algorithme permettant, à partir d'évolutions h_c obtenues pour d'autres valeurs de ces paramètres, d'extrapoler la valeur h_c pour les valeurs particulières de température et de pression.

Références bibliographiques

- [ABA 04] **ABAQUS (2004).** Analysis User's Manual, *ABAQUS, Inc.*
- [BOU 98] **BOUTONNET A.S. (1998).** Etude de la Résistance Thermique de Contact à l'interface de solides déformables en frottement : application aux procédés de forgeage. Mémoire de Doctorat. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- [BOU 00] **BOUROUGA B., GOIZET V., BARDON J.P. (2000).** Les aspects théoriques régissant l'instrumentation d'un capteur thermiques pariétal à faible inertie. *Int. J. Therm. Sci.*, 39, pp. 96-109.
- [CES 86] **CESAR DE SA J.M.A. (1996).** Numerical modelling of glass forming processes. *Engineering Computations*, 3 (4), pp. 266-275.
- [CHO 04] **CHOI J.H., HA D.S., KIM J.B., GRANDHI R.V. (2004).** Inverse design of glass forming process simulation using an optimization technique and distributed computing. *Journal of Materials Processing Technology*, 148 (3), pp. 342-352.
- [DEV 84] **DE VRIENDT A.B. (1984).** *La transmission de chaleur*. Edité par Gaétan Morin.
- [DEV 03] **DE VAUCORBEIL G. (2003).** Le choix des matériaux pour les moules de verrerie. *Verre*, 9 (4), pp. 38-42.
- [DUS 05] **DUSSERRE G., SCHMIDT F., DOUR G., BERNHART G. (2005).** Thermo-mechanical stresses in cast steel dies during glass pressing process. *Journal of Materials Processing Technology*, 162-163, pp. 484-491.
- [FAL 97] **FALIPOU M., DONNET C. (1997).** Sticking temperature investigation of glass/metal contacts – determination of influencing parameters. *Glastech. Ber. Glass Sci. Technol.*, 70 (5), pp. 137-145.
- [FEL 78] **FELLOWS C.J., SHAW F. (1978).** A laboratory investigation of glass to mould heat transfer during pressing. *Glass Technology*, 19 (1), pp. 4-9.
- [FEU 05] **FEULVARCH E., MOULIN N., SAILLARD P. LORNAGE T., BERGHEAU J.M. (2005).** 3D simulation of glass forming process. *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165, pp. 1197-1203.
- [FUL 25] **FULCHER G.S. (1925).** Analysis of recent measurements of the viscosity of glasses. *Journal of the American Ceramic Society*, 8, pp. 339-355.
- [GRE 05a] **GREGOIRE S., MOREAU P., LOCHEGNIES D., CESAR DE SA J.M.A. (2005).** Recherche de la position optimale des thermocouples pour l'identification de la résistance thermique de contact à l'interface verre-poinçon par méthode inverse. *17ème Congrès Français de Mécanique*. Troyes, France.
- [GRE 05b] **GREGOIRE S., MOREAU P., CESAR DE SA J.M.A., LOCHEGNIES D. (2005).** Integration of the heat transfer coefficient $h(t)$ in glass forming modelling. *GlassDays*. Kaiserslautern. Germany.
- [GRE 06a] **GREGOIRE S., CESAR DE SA J.M.A., MOREAU P., LOCHEGNIES D. (2006).** Modelling of heat transfer in press and blow glass forming process (under press) *Computers & Structures*.

- [GRE 06b] **GREGOIRE S., MOREAU P., LOCHEGNIES D. (2006).** Outils pour l'identification du coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface verre/poinçon et méthode d'intégration des évolutions h_c dans les simulations numériques de mise en forme de verre. Rapport interne, LAMIH, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis.
- [HÖH 03] **HÖHNE D., PITSCHER B., MERKWITZ M., LÖBIG R. (2003).** Measurement and mathematical modelling of the heat transfer in the glass forming process, in consideration of the heat transfer coefficients and radiation influence. *Glass Sci. Technol.*, 76 (6), pp. 309-317.
- [HYR 04] **HYRE M., RUBIN Y. (2004).** Modelling of gob and container forming. *International Journal of Forming Processes*, 7(4), pp. 443-457.
- [KHA 02] **KHALEEL M.A., JOHNSON K.I., KOROLEV V.N., HENRY V.I. (2002).** Modeling simulation of glass forming in the automotive and TV glass industry. *Proceedings of the 2nd international colloquium Modelling of Glass Forming and Tempering*, Presses Universitaires de Valenciennes, pp. 115-121.
- [LI 01] **LI G., JINN J.T., WU W.T., OH S.I. (2001).** Recent development and applications of three-dimensional finite element modelling in bulk forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 113 (1-3), pp. 40-45.
- [LOC 05] **LOCHEGNIES D., MOREAU P., GUILBAUT R. (2005).** A reverse engineering approach to the design of the blank mould for the glass blow and blow process. *Glass Technology*, 46, pp. 116-120.
- [LOU 99] **LOULOU T., ABOU-KHACHFE R., BARDON J.P. (1999).** Estimation de la résistance thermique de contact durant la solidification du verre. *Int. J. Therm. Sci.* 38 (11), pp. 984-998.
- [MAL 94] **MALINOWSKI Z., LENARD J.G., DAVIES M.E. (1994).** A study of heat transfer coefficient as a function of temperature and pressures. *Journal of Materials Processing Technology*, 41, pp. 125-142.
- [MAR 63] **MARQUARDT D.W. (1963).** An algorithm for least squares estimation of non linear parameters. *J. Soc. Indust. Appl. Math.*, 11, pp. 431-440.
- [MAR 98] **MARCHAND A.S., RAYNAUD M. (1998).** Experimental determination of thermal contact resistance of controlled interface geometry. *Heat transfer 1998, proceedings of 11th IHTC*, 4, pp. 33-38.
- [MAR 01] **MARECHAL C. (2001).** Optimisation par la méthode des éléments finis du formage robotisé du verre. Mémoire de doctorat. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis.
- [MAR 04] **MARÉCHAL C., MOREAU P., LOCHEGNIES D. (2004).** Numerical optimization of a new robotized glass blowing process. *Engineering with Computers*, 19, pp. 233-240.
- [MCG 73] **McGRAW D.A. (1973).** Heat transfer at the glass-mold interface. *Glastechnische Berichte*, 89, pp. 89-91.
- [MER 95] **MEROUR P. (1995).** Evaluation par une méthode inverse en conduction de la résistance thermique de contact verre-métal dans un moule de bouteille en production. *Dans Journée d'étude, Société Française des Thermiciens*, pp. 1-14.

- [MOR 02] **MOREAU P., GREGOIRE S., GUILBAUT R., LOCHEGNIES D. (2002).** Experimental methodology for the determination of the heat transfer coefficient at the glass/mould interface. *Proceedings of the 2002 Glass Odyssey – 6th European Society of Glass science and technology Conference*, Presses Universitaires de Montpellier, pp. 1-5.
- [MOR 03] **MOREAU P., GREGOIRE S., LOCHEGNIES D. (2003).** Méthodologie expérimentale pour la détermination du coefficient de transfert thermique à l'interface verre/outil. *Verre*, 9 (2), pp. 24-27.
- [MOR 06a] **MOREAU P., LOCHEGNIES D., GREGOIRE S., CÉSAR DE SA J. (2006).** Analysis of two lubricants in glass blowing : heat transfer measurements and impact on the forming (in press). *European Journal of Glass Science & Technology Part A*.
- [MOR 06b] **MOREAU P., LOCHEGNIES D., GREGOIRE S., CÉSAR DE SA J. (2006).** Analysis of two lubricants in glass blowing: heat transfer measurements and impact on the forming. In M.D. Ingram, R. J. Hand (Ed.), *VIIIth European Society of Glass Science and Technology Conference*, Sunderland (U.K. England), pp. 31, septembre.
- [MOR 07] **MOREAU P., CESAR DE SA J., GREGOIRE S., LOCHEGNIES D. (2007).** Integration of heat transfer coefficient in glass forming modelling with special interface element. (submitted for communication, under submission). *Numiform'07, International Conference in Numerical Methods in Industrial Processes*.
- [NOI 96] **NOIRET C. (1996).** Modèles éléments finis du pressage, du fluage et du soufflage du verre. Mémoire de Doctorat. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis.
- [NSH 94] **NSHAMA W., JESWIET J., OOSTHUIZEN P.H. (1994).** Evaluation of temperature and heat transfer conditions at the metal forming interface. *Journal of Materials Processing Technology*, 45, pp. 637-642.
- [PAH 03] **PAHNKE K. (2003).** Glass-metal interaction during glass pressing processes: the influence of lubrication. *Verre*, 9 (4), pp. 43-45.
- [PAN 00] **PANTUSO D., BATHE K.J., BOUZINOV P. (2000).** A finite element procedure for the analysis of thermomechanical solids in contact. *Computers and structures*, 75 (6), pp. 551-573.
- [PCH 85] **PCHELYAKOV S.K., GULOYAN Yu.A. (1985).** Heat transfer at the glass-mold interface. *Glass and Ceramics*, 42, pp. 400-403.
- [ROS 02] **ROSOCHOWSKA M., BALENDRA R., CHODNIKIEWICZ K. (2002).** Measurements of thermal contact conductance. *Journal of Materials Processing Technology*, 135 (2-3), pp. 1-7.
- [SCH 92] **SCHNUR D.S., ZABARAS N. (1992).** An inverse method for determining elastic material properties and a material interface. *International journal for numerical methods in engineering*, 33, pp. 2039-2057.
- [SES 03] **SESSI (2003).** Publication industrielle annuelle, *Service des Etudes et des Statistiques Industrielles*. <https://www.sessi.fr/Listepub03AA.htm>

- [SIE 05] **SIEDOW N., GROSAN T., LOCHEGNIES D., ROMERO E. (2005).** Application of a new method for radiative heat transfer to flat glass tempering. *Journal of the American Ceramic Society*, 88, pp. 2181-2187.
- [SHE 80] **SHETTERLY D.M., HUFF N.T. (1980).** Mould surface temperatures during glass-container forming. *Glass International*, 12, pp. 16-19.
- [STO 94] **STORCK K., KARLSSON M., LOYD D. (1994).** Analysis of the blank mould – a transient heat transfer problem in glass forming. *Proceedings of the 3rd Conference on Advanced Computational Methods in Heat Transfer*, pp. 175-182.
- [STO 98] **STORCK K., KARLSSON M., LOYD D. (1998).** Combined radiative and conductive heat transfer in glass forming. *Glass Technology*, 39, pp. 210-216.
- [TEC 06] **TECHNIQUES DE L'INGENIEUR (2006).** *E.T.I. Sciences et Technique, Edition T.I.*, <http://www.techniques-ingenieur.fr>.
- [TOW 99] **TOWNSEND D. (1999).** Les revêtements lubrifiants haute température pour faciliter le procédé de fabrication du verre. *Verre*, 5 (5), pp. 15-17.
- [TRU 02] **TRUJILLO D.M., PAPPOFF C.G. (2002).** A general thermal contact resistance finite element. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38 (3), pp. 263-276.
- [VAN 98] **VAN ISEGHEM M., FOURMENT L., AGASSANT J.F. (1998).** Glass/metal thermo-mechanical coupling: application to the residual stresses calculation in the glass indentation process. *Proceedings of the 6th International conference on numerical methods in industrial forming process – Numiform 98*, pp. 547-552.
- [VIG 04] **VIGNERON T. (2004).** Comment assurer des bonnes mesures et des bons contrôles de la température dans les process verriers. *Verre*, 10 (3), pp. 14-18.
- [VIL 04] **VILA REAL P.M.M., OLIVEIRA C.A.M., BARBOSA J.T. (2004).** Thermo-elasto-viscoplastic numerical model for metal casting process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46 (2), pp. 245-261.
- [XIN 02] **XING H.L., MAKINOUCI A. (2002).** Three dimensional finite element modelling of thermomechanical frictional contact between finite deformation bodies using R-minimum strategy. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 191 (37-38), pp. 4193-4214.
- [WIL 04] **WILSON W.R.D., SCHLID S.R., LIU J. (2004).** Advanced simulation for hot forging: heat transfer model for use with the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156, pp. 1912-1917.
- [WRI 94] **WRIGGERS P., MIEHE C. (1994).** Contact constraints within coupled thermomechanical analysis – a finite element model. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 113 (3-4), pp. 301-319.
- [WU 94] **WU Y.H., HILL J.M., FLINT P.J. (1994).** A novel finite element method for heat transfer in the continuous caster. *Journal of Australian Mathematical Society*, 35, pp. 263-288.
- [ZIE 77] **ZIENKIEWICZ O.C. (1977).** *The Finite Element Method*, McGraw Hill, 1977.

Annexes

Annexe A : Modélisation 1D Différences Finies de la mise en contact verre/poinçon	80
Annexe B : Méthode inverse	85
Annexe C : Propriétés matérielles	87
Annexe D : Calcul de la taille des éléments autour de l'interface de contact	90
Annexe E : Essais expérimentaux dans les conditions du procédé soufflé-soufflé	91
Annexe F : Essais expérimentaux dans les conditions du procédé pressé-soufflé	105
Annexe G : Fichiers de la subroutine UEL et de la subroutine URDFIL	118
Annexe H : Fichier de données d'une modélisation thermomécanique avec l'élément de contact	127

Annexe A – Modélisation 1D Différences Finies de la mise en contact verre/poinçon

Deux modèles Différences Finies 1D en conduction thermique instationnaire en formulation explicite [DEV 84] sont développés. Ces deux modèles représentent le verre et le poinçon en contact suivant deux cas :

- le modèle 1 (Figure A-1(a)) prend en compte le coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/poinçon.
- le modèle 2 (Figure A-1(b)) permet de considérer un contact parfait à l'interface verre/poinçon.

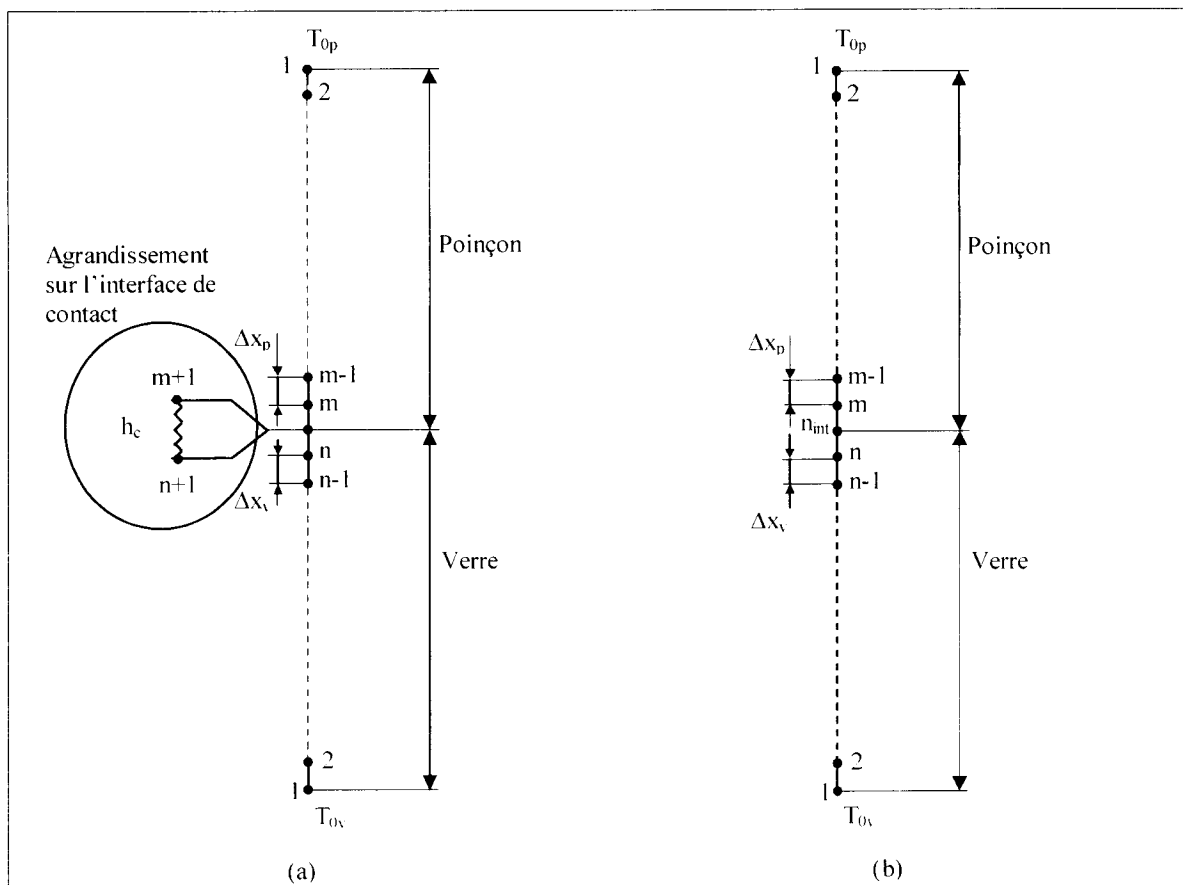


Figure A-1 : Modèle 1D du contact verre/poinçon : (a) avec h_c à l'interface verre/poinçon. (b) avec un contact parfait entre le verre et le poinçon.

Le pas de discrétisation des deux modèles est identique pour le verre et pour le poinçon. Pour le modèle 1, la partie verre et la partie poinçon comportent respectivement $n+1$ et $m+1$ nœuds. Les nœuds numérotés $n+1$ pour le verre et $m+1$ pour le poinçon sont les nœuds les plus proches de l'interface de contact verre/poinçon. Le coefficient de transfert de chaleur h_c est appliqué entre les nœuds $n+1$ du verre et $m+1$ du poinçon. Pour le modèle 2, les deux nœuds de l'interface ($n+1$ du verre et $m+1$ du poinçon) sont remplacés par un seul nœud n_{int} .

Les équations algébriques liées aux deux modèles sont données pour les quatre familles de nœuds suivantes :

- le premier nœud du verre (nœud numéroté 1) et le premier nœud du poinçon (nœud numéroté 1) : équations similaires pour les deux modèles.
- les nœuds intérieurs du verre (nœuds numérotés de 2 à n) et les nœuds intérieurs du poinçon (nœud numérotés de 2 à m) : équations similaires pour les deux modèles.
- le nœud de surface du verre (nœud numéroté n+1) et de surface du poinçon (nœud numéroté m+1) : équations valables uniquement pour le modèle 1 (Figure A-1(a)).
- le nœud à l'interface du verre et du poinçon (nœud repéré n_{int}) : équations valables uniquement pour le modèle 2 (Figure A-1(b)).

Bilan thermique au premier nœud du verre :

En considérant l'hypothèse qu'au-delà du nœud 1, la température du verre est constante dans le temps et égale à T_{0v} , le bilan thermique au nœud 1 du verre est égal à :

$$Q_{2,1}^t + Q_{0v,1}^t = \rho_v C_v V \frac{T_1^{t+\Delta t} - T_1^t}{\Delta t} \quad (A-1)$$

où ρ_v est la masse volumique du verre, C_v la chaleur spécifique du verre, V le volume de la région centrée autour du nœud 1 ($V = \Delta x \cdot S$ où S est la surface d'échange entre les nœuds 1 et 2 et entre le nœuds 1 et le milieu au-delà du nœud 1), T_1^t et $T_1^{t+\Delta t}$ sont respectivement les températures du nœud 1 du verre à l'instant t et à l'instant $t+\Delta t$. $Q_{2,1}^t$ et $Q_{0v,1}^t$ sont les flux par conduction, respectivement du nœud 2 vers le nœud 1 et de la partie verre au-delà du nœud 1 (demeurant à la température T_{0v}) vers le nœud 1. Ils sont donnés par :

$$Q_{2,1}^t = k_v S \frac{T_2^t - T_1^t}{\Delta x} \quad (A-2)$$

$$Q_{0v,1}^t = k_v S \frac{T_{0v}^t - T_1^t}{\Delta x} \quad (A-3)$$

avec k_v la conductivité thermique du verre. En combinant les Equations A-1, A-2 et A-3, la température du nœud 1 à l'instant $t+\Delta t$ est donnée par la relation algébrique :

$$T_1^{t+\Delta t} = (T_{0v} + T_2^t)F_0^v + (1 - 2F_0^v)T_1^t \text{ avec } F_0^v \leq \frac{1}{2} \quad (A-4)$$

où F_0^v est le nombre de Fourier défini par :

$$F_0^v = \frac{k_v \Delta t_v}{\rho_v C_v \Delta x^2} \quad (A-5)$$

$F_0^v \leq \frac{1}{2}$ assure la stabilité de l'Equation A-4 et, pour un pas Δx fixé, fournit la valeur limite du pas de temps Δt_v pour le calcul de la température au nœud 1 du verre.

Bilan thermique au premier nœud du poinçon :

En considérant l'hypothèse qu'au-delà du nœud 1, la température du poinçon est constante dans le temps et égale à T_{0p} , et en appliquant la même démarche que pour le calcul de la température au nœud 1 du verre, la température au nœud 1 du poinçon à l'instant $t+\Delta t$ est donnée par :

$$T_1^{t+\Delta t} = (T_{0p} + T_2^t)F_0^p + (1 - 2F_0^p)T_1^t \text{ avec } F_0^p \leq \frac{1}{2} \quad (A-6)$$

où F_0^p est le nombre de Fourier défini par :

$$F_0^p = \frac{k_p \Delta t_p}{\rho_p C_p \Delta x^2} \quad (A-7)$$

où k_p , ρ_p et C_p représentent respectivement la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique du poinçon. $F_0^p \leq \frac{1}{2}$ assure la stabilité de l'Equation A-6 et, pour un pas Δx fixé, fournit la valeur limite du pas de temps Δt_p pour le calcul de la température au nœud 1 du poinçon.

Bilan thermique aux nœuds intérieurs du verre :

Pour les nœuds intérieurs du verre i compris entre 2 et n , le bilan thermique est le suivant :

$$Q_{i-1,i}^t + Q_{i+1,i}^t = \rho_v C_v V \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} \quad (A-8)$$

où T_i^t et $T_i^{t+\Delta t}$ les températures du nœud i à l'instant t et à l'instant $t+\Delta t$. $Q_{i-1,i}^t$ et $Q_{i+1,i}^t$ sont les flux thermiques par conduction issus des nœuds $i-1$ et $i+1$ vers le nœud i et sont donnés par les relations :

$$Q_{i-1,i}^t = k_v S \frac{T_{i-1}^t - T_i^t}{\Delta x} \quad (A-9)$$

$$Q_{i+1,i}^t = k_v S \frac{T_{i+1}^t - T_i^t}{\Delta x} \quad (A-10)$$

où S sont les surfaces d'échange thermique entre les nœuds $i-1$ et $i+1$ et le nœud i . En combinant les Equations A-8, A-9 et A-10, la température du nœud i à l'instant $t+\Delta t$ est donnée par la relation algébrique :

$$T_i^{t+\Delta t} = (T_{i-1}^t + T_{i+1}^t)F_0^v + (1 - 2F_0^v)T_i^t \quad \text{avec } F_0^v \leq \frac{1}{2} \quad (A-11)$$

Le choix de $F_0^v \leq \frac{1}{2}$ assure la stabilité de l'équation A-11.

Bilan thermique aux nœuds intérieurs du poinçon :

Pour les nœuds intérieurs j du poinçon compris entre 2 et m , en appliquant la même démarche que pour les nœuds intérieurs i du verre, la température à l'instant $t+\Delta t$ des nœuds intérieurs j est :

$$T_j^{t+\Delta t} = (T_{j-1}^t + T_{j+1}^t)F_0^p + (1 - 2F_0^p)T_j^t \quad \text{avec } F_0^p \leq \frac{1}{2} \quad (A-12)$$

où T_{j-1}^t , T_j^t et T_{j+1}^t sont respectivement les températures à l'instant t des nœuds $j-1$, j et $j+1$. $F_0^p \leq \frac{1}{2}$ garantit la stabilité de l'équation A-12.

Bilan thermique au nœud de surface de verre ; modèle 1 (Figure A-1(a))

Pour le nœud de surface $n+1$ du verre concerné par le transfert de chaleur avec le poinçon, le bilan thermique est :

$$Q_{n,n+1}^t + Q_{m+1,n+1}^t = \rho_v C_v \frac{\Delta x \cdot S}{2} \frac{T_{n+1}^{t+\Delta t} - T_{n+1}^t}{\Delta t} \quad (A-13)$$

où T_{n+1}^t et $T_{n+1}^{t+\Delta t}$ les températures respectives du nœud $n+1$ aux instant t et $t+\Delta t$. $Q_{n,n+1}^t$ et $Q_{m+1,n+1}^t$ représentent les flux thermiques par conduction issus du nœud n du verre et $m+1$ du poinçon vers le nœud $n+1$ du verre. Ils sont donnés par les relations :

$$Q_{n,n+1}^t = k_v S \frac{T_n^t - T_{n+1}^t}{\Delta x} \quad (A-14)$$

$$Q_{m+1,n+1}^t = S (T_{m+1}^t - T_{n+1}^t) h_c \quad (A-15)$$

où T_{m+1}^t la température à l'instant t du nœud de surface $m+1$ de poinçon, h_c le coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/poinçon. En combinant les Equations A-13, A-14, A-15, la température du nœud $n+1$ du verre à l'instant $t+\Delta t$ est égale à :

$$T_{n+1}^{t+\Delta t} = 2F_0^v T_n^t + 2F_0^v \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_v} T_{m+1}^t + \left(1 - 2F_0^v - 2F_0^v \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_v} \right) T_{n+1}^t \quad (A-16)$$

avec $\left(1 - 2F_0^v - 2F_0^v \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_v} \right) \geq 0$

$$\left(1 - 2F_0^v - 2F_0^v \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_v} \right) \geq 0 \text{ assure la stabilité de l'équation A-16.}$$

Bilan thermique au nœud de surface du poinçon ; modèle 1 (Figure A-1(a))

Pour le nœud de surface $m+1$ du poinçon, la démarche est identique à celle mise en place pour le nœud de surface $n+1$ du verre. La température du nœud de surface $m+1$ du poinçon à l'instant $t+\Delta t$ est égale à :

$$T_{m+1}^{t+\Delta t} = 2F_0^p T_m^t + 2F_0^p \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_p} T_{n+1}^t + \left(1 - 2F_0^p - 2F_0^p \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_p} \right) T_{m+1}^t \quad (A-17)$$

avec $\left(1 - 2F_0^p - 2F_0^p \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_p} \right) \geq 0$

$$\left(1 - 2F_0^p - 2F_0^p \frac{\Delta x \cdot h_c}{k_p} \right) \geq 0 \text{ assure la stabilité de l'équation A-17.}$$

Bilan thermique au nœud d'interface ; modèle 2 (Figure A-1(b))

Pour le nœud n_{int} à l'interface verre/poinçon, le bilan thermique est :

$$Q_{n,n_{int}}^t + Q_{m,n_{int}}^t = \rho_v C_v \frac{\Delta x \cdot S}{2} \frac{T_{n_{int}}^{t+\Delta t} - T_{n_{int}}^t}{\Delta t} + \rho_p C_p \frac{\Delta x \cdot S}{2} \frac{T_{n_{int}}^{t+\Delta t} - T_{n_{int}}^t}{\Delta t} \quad (A-18)$$

où $T_{n_{int}}^t$ et $T_{n_{int}}^{t+\Delta t}$ correspondent respectivement aux températures aux instants t et $t+\Delta t$ du nœud n_{int} .

$Q_{n,n_{int}}^t$ et $Q_{m,n_{int}}^t$ représentent les flux thermiques par conduction issus des nœuds n du verre et m du poinçon vers le nœud n_{int} . Ils sont égaux à :

$$Q_{n,n_{int}}^t = k_v S \frac{T_n^t - T_{n_{int}}^t}{\Delta x} \quad (A-19)$$

$$Q_{m,n_{int}}^t = k_p S \frac{T_m^t - T_{n_{int}}^t}{\Delta x} \quad (A-20)$$

où T_n^t et T_m^t correspondent aux températures à l'instant t des nœuds n et m . En combinant les Equations A-18, A-19 et A-20, la température à l'instant $t+\Delta t$ du nœud n_{int} est donnée par :

$$T_{n_{int}}^{t+\Delta t} = F_0 T_n^t + f F_0 T_m^t + [1 - (1-f)F_0] T_{n_{int}}^t \quad (A-21)$$

avec $f = \frac{k_p}{k_v}$ et $[1 - (1-f)F_0] \geq 0$

$[1 - (1-f)F_0] \geq 0$ assure la stabilité de la relation A-21. F_0^c est le nombre de Fourier défini par :

$$F_0 = \frac{2.k_v.\Delta t}{(\rho_v C_v + \rho_p C_p) \Delta x^2} \quad (A-22)$$

Résolution

Le modèle 1D différences Finies de la Figure A-1(a) (respectivement Figure A-1(b)) prenant en compte un coefficient de transfert de chaleur (respectivement considérant un contact parfait) entre le verre et le poinçon comporte $n+m+2$ nœuds (respectivement $n+m+1$ nœuds). Pour le calcul des températures dans le modèle 1 (respectivement le modèle 2), les Equations algébrique A-4, A-6, A-11, A-12, A-16 et A-17 (respectivement A-4, A-6, A-12, A-16 et A-21) sont données à chaque nœud. La résolution se fait sous la forme d'un système algébrique de la forme :

$$\{\mathbf{T}^{t+\Delta t}\} = [\mathbf{A}_t] \cdot \{\mathbf{T}^t\} + \{\mathbf{B}_t\} \quad (A-23)$$

où $\{\mathbf{T}^{t+\Delta t}\}$ et $\{\mathbf{T}^t\}$ sont des vecteurs de dimensions $n + m + 2$ (respectivement $n + m + 1$) pour le modèle 1 (respectivement pour le modèle 2). Ces vecteurs représentent respectivement les températures à l'instant $t+\Delta t$ et à l'instant t des nœuds 1 à $n+1$ du verre, 1 à $m+1$ du poinçon pour le modèle 1 et 1 à n du verre, 1 à m du poinçon et n_{int} pour le modèle 2. $[\mathbf{A}_t]$ est une matrice carrée de dimension $n + m + 2$ (respectivement $n + m + 1$) dans le cas du modèle 1 (respectivement dans le cas du modèle 2). $\{\mathbf{B}_t\}$ est un vecteur de dimension $n + m + 2$ (respectivement $n + m + 1$) pour le modèle (respectivement pour le modèle 2). $[\mathbf{A}_t]$ et $\{\mathbf{B}_t\}$ contiennent les coefficients des Equations algébriques A-4, A-6, A-11, A-12, A-16 et A-17 (respectivement A-4, A-6, A-11, A-12 et A-21) développées pour le modèle 1 (respectivement pour le modèle 2). Par pas successif Δt , l'évolution de la température des nœuds des deux modèles peut être calculée.

Parmi les critères de stabilité donnés aux Equations algébriques A-5, A-7, A-16 et A-17 (respectivement A-5, A-7 et A-21), le critère le plus sévère (Equation A-5 et A-7) fournit le pas de temps Δt maximum pour la résolution du système d'équations (Equation A-23) pour le modèle 1 (respectivement pour le modèle 2) entre le verre et le poinçon.

Annexe B – Méthode inverse

Présentation de la méthode

Pour identifier l'évolution de coefficient de transfert de chaleur h_c à l'interface verre/poinçon, le modèle 1D Différences Finies (Figure 6) est associé à une méthode inverse. Le but de la méthode inverse est de déterminer l'évolution h_c du coefficient de transfert de chaleur et donc de déterminer les N valeurs h_i aux N temps t_i . Pour cela, la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)$ est définie comme la différence entre l'évolution de température expérimentale mesurée au thermocouple et l'évolution de température calculée au nœud du modèle 1D Différences Finies situé à la même profondeur que le thermocouple :

$$E(h_1, \dots, h_N) = \frac{1}{2} \sum_{s=1}^N \left(T_s^{DF}(h_1, \dots, h_N) - T_s^{exp} \right)^2 \quad (B-1)$$

T_s^{exp} est la température relevée au thermocouple à un instant t_s , $T_s^{DF}(h_1, \dots, h_N)$ représente la température calculée par le modèle 1D Différences Finies au même instant. M est le nombre de mesures relevées au thermocouple sur les 4 s du contact verre/poinçon.

L'algorithme développé par Levenberg-Marquardt [MAR 63] est utilisé pour minimiser la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)$ (B-1) et calculer de manière itérative les corrections successives $d(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$ à apporter aux paramètres initiaux $(h_1, \dots, h_N)^{(0)}$. A l'itération k , la correction $d(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$ s'exprime par :

$$\left[\left(J_{si}^{(k)} \right)^T J_{si}^{(k)} + \lambda^{(k)} I \right] d(h_1, \dots, h_N)^{(k)} = - \left(J_{si}^{(k)} \right)^T r^{(k)} \quad (B-2)$$

$J_{si}(k)$ est la matrice jacobienne de la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)$, $\lambda^{(k)}$ est le paramètre de Levenberg-Marquardt pour la convergence du système itératif, $r^{(k)}$ est le vecteur résidu $T_s^{DF}(h_1, \dots, h_N)^{(k)} - T_s^{exp(k)}$ à l'itération k et I est la matrice identité. La matrice jacobienne est donnée par :

$$J_{si} = \frac{T_s^{DF}(h_i + \Delta h_i) - T_s^{DF}(h_i)}{\Delta h_i} \quad \text{avec } \Delta h_i = S_{hi} \cdot h_i, \quad s = 1, M \text{ et } i = 1, N \quad (B-3)$$

avec S_{hi} le coefficient de sensibilité pour le calcul des dérivées partielles de chaque paramètre h_i . Pour résoudre l'Equation B-2, il faut d'abord normaliser la matrice $A^{(k)}$ et le vecteur $b^{(k)}$ définis par :

$$A^{(k)} = \left(J^{(k)} \right)^T J^{(k)} \quad (B-4)$$

$$b^{(k)} = - \left(J^{(k)} \right)^T r^{(k)} \quad (B-5)$$

$A^{(k)}$ et $b^{(k)}$ sont respectivement normalisés en $\underline{A}^{(k)}$ et $\underline{b}^{(k)}$ avec les relations suivantes [SCH 92] :

$$\underline{A}_{\alpha\beta}^{(k)} = \frac{A_{\alpha\beta}^{(k)}}{\sqrt{A_{\alpha\alpha}^{(k)} A_{\beta\beta}^{(k)}}} \quad \text{avec } \alpha = 1, N \text{ et } \beta = 1, N \quad (B-6)$$

$$\underline{b}_\alpha^{(k)} = \frac{b_\alpha^{(k)}}{\sqrt{A_{\alpha\alpha}^{(k)}}} \quad \text{avec } \alpha = 1, N \quad (B-7)$$

En intégrant les Equation B-6 et B-7 dans l'Equation B-2, la correction $d(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$ s'exprime par :

$$d(h_1, \dots, h_N)^{(k)} = \left[\underline{A}^{(k)} + \lambda^{(k)} I \right]^{-1} \cdot \underline{b}^{(k)} \quad (B-8)$$

Algorithme de résolution

La recherche de la solution $(h_1, \dots, h_N)$ permettant de minimiser la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)$ est réalisée de manière itérative à l'aide de l'algorithme suivant :

1. définition des valeurs initiales des paramètres à optimiser $(h_1, \dots, h_N)^{(0)}$, du coefficient de sensibilité S_h et du paramètre de Levenberg-Marquardt $\lambda^{(0)}$.
2. calcul des températures avec le modèle 1D Différences Finies $T^{DF}(h_1, \dots, h_N)^{(0)}$ puis de la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)^{(0)}$.
3. pour une itération $k \geq 1$:
 - a. calcul de la matrice jacobienne $J^{(k)}$
 - b. détermination des corrections $d(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$ à apporter aux paramètres $(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$ par résolution de l'Equation B-8.
 - c. calcul des températures $T^{DF}(h_1, \dots, h_N)^{(k+1)}$ avec le modèle 1D Différences Finies puis calcul de la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)^{(k+1)}$.
 - d. vérification de la convergence de la solution : $E(h_1, \dots, h_N)^{(k+1)} < E(h_1, \dots, h_N)^{(k)}$
 - i. si elle est vérifiée et que l'erreur $E(h_1, \dots, h_N)^{(k+1)}$ est inférieure au critère d'arrêt, la procédure itérative est stoppée.
 - ii. si elle est vérifiée et si l'erreur sur la fonction erreur $E(h_1, \dots, h_N)^{(k+1)}$ est supérieure au critère d'arrêt, la procédure itérative continue (étape 3.e).
 - iii. si elle n'est pas vérifiée, multiplier la paramètre de Levenberg-Marquardt $\lambda^{(k)}$ par 10 et reprendre à l'étape 3.b.
 - e. diviser le paramètre de Levenberg-Marquardt $\lambda^{(k)}$ par 10 et reprendre à l'étape 3.a.

Annexe C – Propriétés matérielles

Propriétés thermiques du verre

Les simulations numériques de ce mémoire ont été réalisées avec les deux types de verre suivants :

- le verre blanc [LOC 05],
- le cristal [MAR 01].

La masse volumique du cristal et la masse volumique du verre blanc sont respectivement de 2494 kg.m⁻³ et 2500 kg.m⁻³. Les évolutions, en fonction de la température, de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique pour le verre blanc et pour le cristal sont données à la Figure C-1. Les valeurs numériques de ces évolutions sont données au tableau C-1 pour les deux verres.

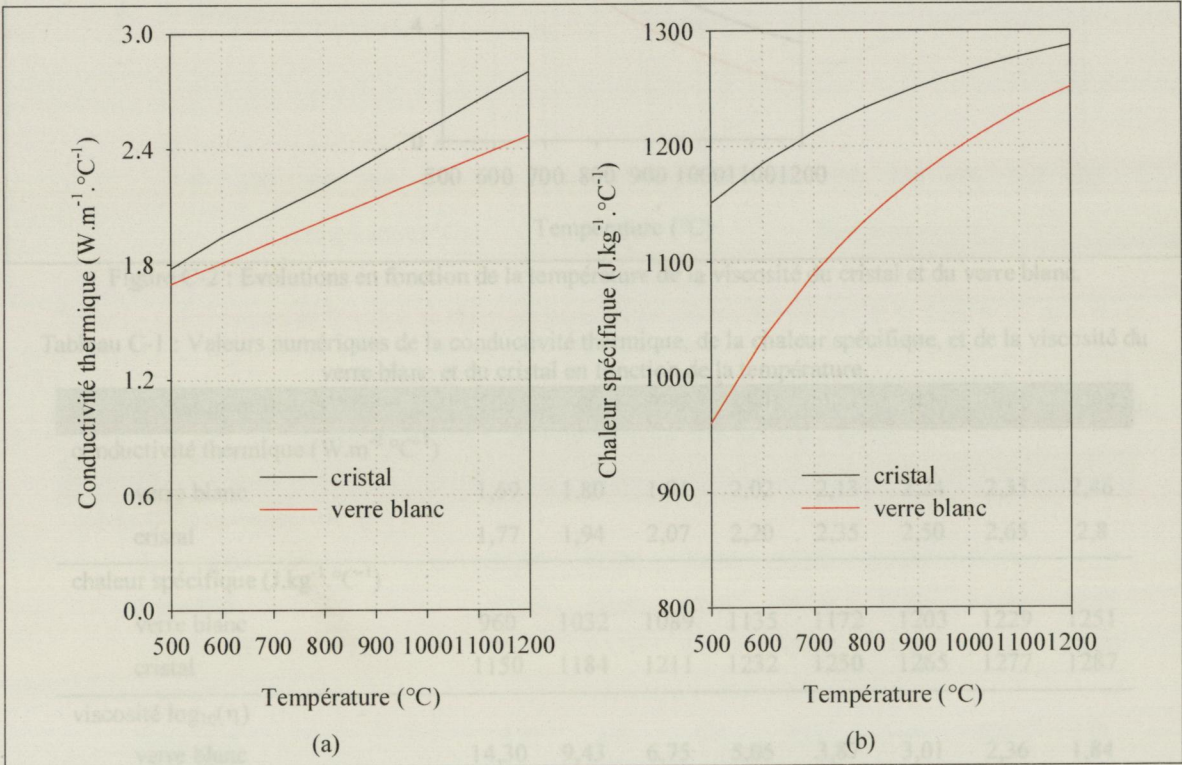


Figure C-1 : Evolutions en fonction de la température des propriétés thermiques du cristal et du verre blanc : (a) conductivité thermique, (b) chaleur spécifique.

Les viscosités η du cristal et du verre blanc sont exprimées par loi logarithmique V.F.T. établie par Fulcher [FUL 25]. La Figure C-2 donne, en représentation logarithmique, la viscosité η pour le verre blanc et pour le cristal en fonction de la température. Le Tableau C-1 donne la valeur numérique $\log_{10}(\eta)$ pour les deux verres en fonction de la température.

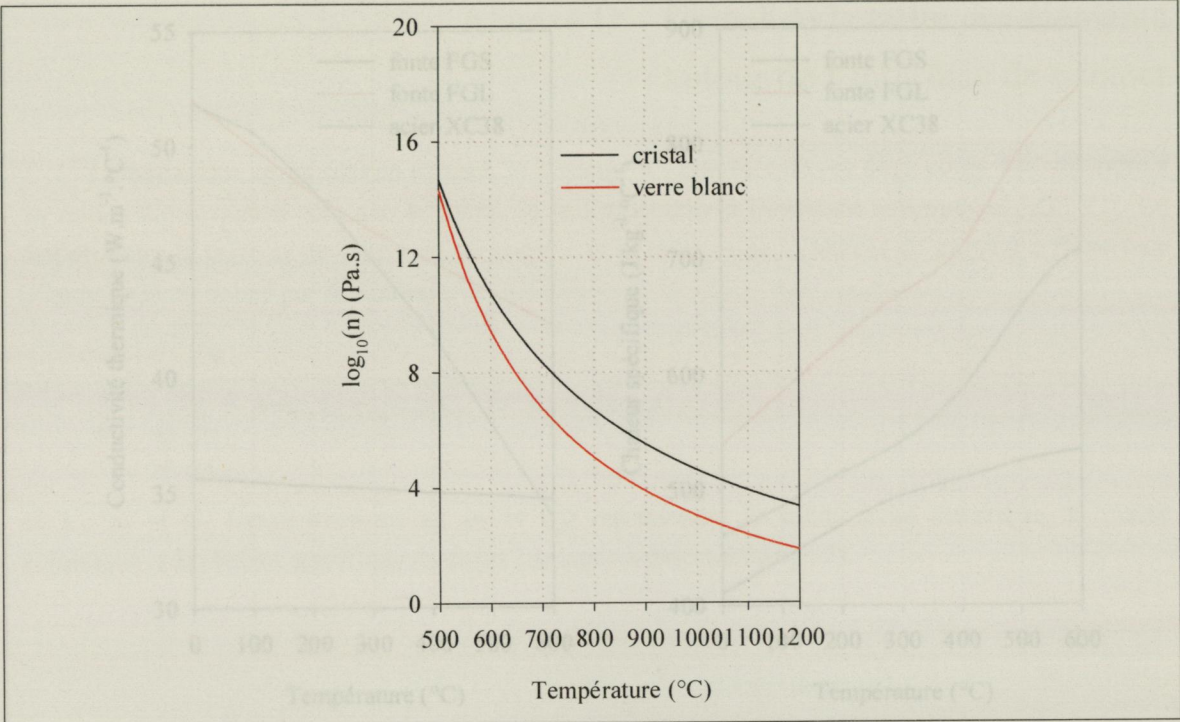


Figure C-2 : Evolutions en fonction de la température de la viscosité du cristal et du verre blanc.

Tableau C-1 : Valeurs numériques de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique, et de la viscosité du verre blanc et du cristal en fonction de la température.

Température (°C)	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
conductivité thermique (W.m ⁻² .°C ⁻¹)								
verre blanc	1,69	1,80	1,91	2,02	2,13	2,24	2,35	2,46
cristal	1,77	1,94	2,07	2,20	2,35	2,50	2,65	2,8
chaleur spécifique (J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹)								
verre blanc	960	1032	1089	1135	1172	1203	1229	1251
cristal	1150	1184	1211	1232	1250	1265	1277	1287
viscosité log ₁₀ (η)								
verre blanc	14,30	9,43	6,75	5,05	3,87	3,01	2,36	1,84
cristal	14,60	10,70	8,34	6,69	5,50	4,60	3,89	3,32

Propriétés thermiques des poinçons

Trois matériaux sont utilisés dans les simulations numériques : la fonte FGS, la fonte FGL et l’acier XC38. La masse volumique de la fonte FGS, de la fonte FGL et de l’acier XC38 sont respectivement de 7100 kg.m⁻³, 7200 kg.m⁻³ et 7800 kg.m⁻³ [TEC 06]. Les évolutions, en fonction de la température, de la conductivité et de la chaleur spécifique de ces trois matériaux sont données en Figure C-3, les valeurs numériques dans le tableau C-2.

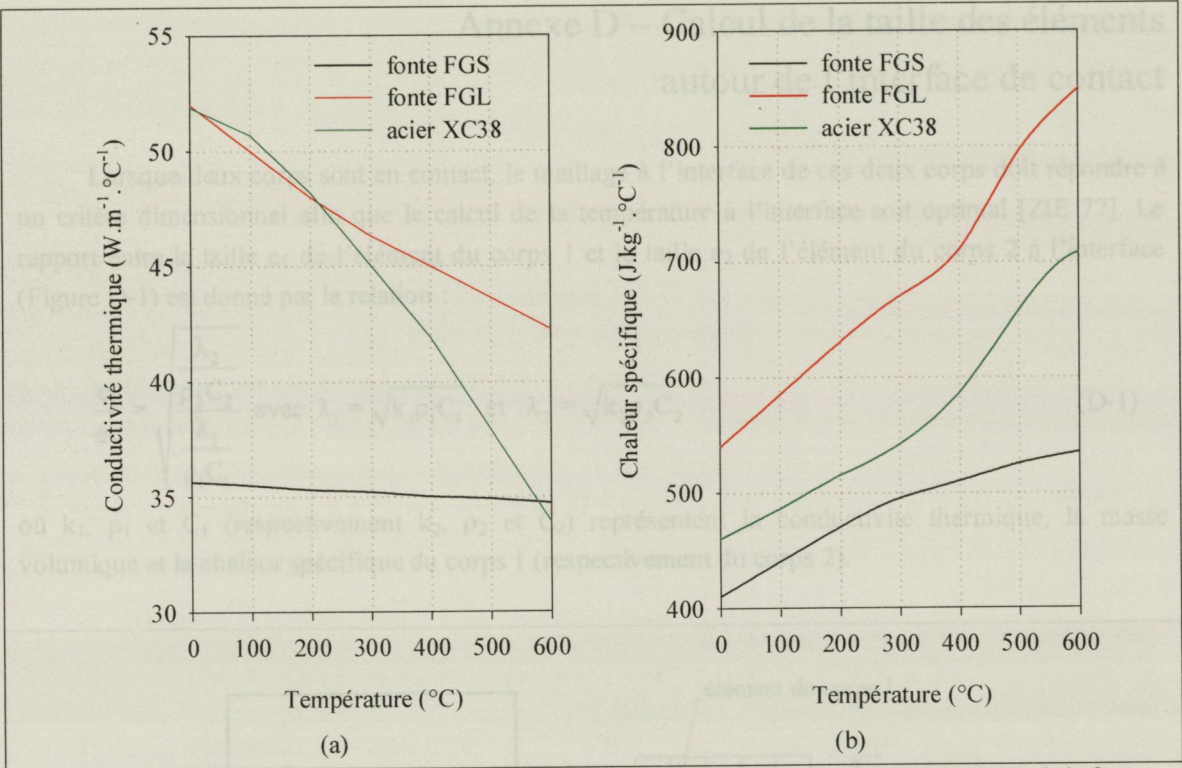


Figure C-3 : Evolutions en fonction de la température des propriétés thermiques de la fonte FGS, de la fonte FGL et de l'acier XC38 : (a) conductivité thermique, (b) chaleur spécifique.

Tableau C-2 : Valeurs numériques en fonction de la température de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique pour la fonte FGS, la fonte FGL et l'acier XC38.

Température (°C)	0	100	200	300	400	500	600
conductivité thermique (W.m ⁻² .°C ⁻¹)							
fonte FGS	35,65	35,50	35,30	35,20	35,00	34,90	34,70
fonte FGL	52,00	50,00	48,00	46,30	45,00	43,60	42,25
acier XC38	51,90	50,70	48,20	45,10	41,90	37,90	33,90
chaleur spécifique (J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹)							
fonte FGS	410	440	470	495	510	525	535
fonte FGL	540	585	630	670	710	795	850
acier XC38	460	486	515	550	586	647	708

Annexe D – Calcul de la taille des éléments autour de l’interface de contact

Lorsque deux corps sont en contact, le maillage à l’interface de ces deux corps doit répondre à un critère dimensionnel afin que le calcul de la température à l’interface soit optimal [ZIE 77]. Le rapport entre la taille e_1 de l’élément du corps 1 et la taille e_2 de l’élément du corps 2 à l’interface (Figure D-1) est donné par la relation :

$$\frac{e_1}{e_2} = \sqrt{\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \frac{\rho_2 C_2}{\rho_1 C_1}}$$

avec $\lambda_1 = \sqrt{k_1 \rho_1 C_1}$ et $\lambda_2 = \sqrt{k_2 \rho_2 C_2}$

(D-1)

où k_1 , ρ_1 et C_1 (respectivement k_2 , ρ_2 et C_2) représentent la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique du corps 1 (respectivement du corps 2).

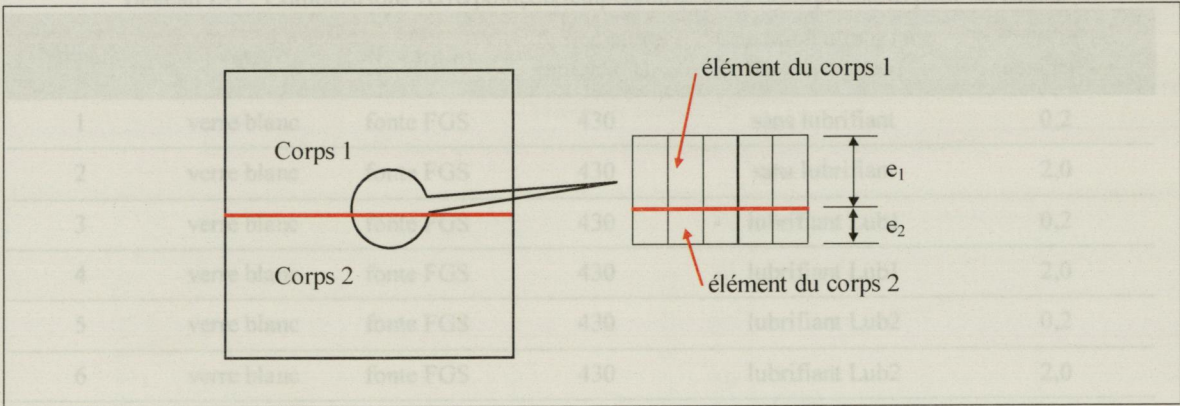


Figure D-1 : Maillage à l’interface de deux corps 1 et 2 en contact.

Annexe E – Essais expérimentaux dans les conditions du procédé soufflé-soufflé

L'Annexe E constitue la base de données des essais expérimentaux effectués dans les conditions du procédé de fabrication soufflé-soufflé. Le Tableau E-1 regroupe les différentes combinaisons établies pour les 5 paramètres suivants :

- verre : verre blanc à 1130 °C en sortie de four,
- matériau du poinçon : fonte FGS, fonte FGL ou acier XC38,
- température initiale du poinçon : 350 °C ou 430 °C,
- pression de contact : 0,2 b ou 2,0 b,
- conditions d'interface : pas de lubrification ou lubrification avec les lubrifiants Lub1 ou Lub2.

Les essais numérotés de 1 à 6 sont analysés au §1.2.b. Les essais numérotés de 7 à 9 sont étudiés au §1.2.c.

Tableau E-1 : Combinaisons verre/poinçon/températures/conditions/pressions pour les essais.

Numéro	Verre	Poinçon	Température initiale (°C)	Condition d'interface verre/poinçon	Pression de contact (b)
1	verre blanc	fonte FGS	430	sans lubrifiant	0,2
2	verre blanc	fonte FGS	430	sans lubrifiant	2,0
3	verre blanc	fonte FGS	430	lubrifiant Lub1	0,2
4	verre blanc	fonte FGS	430	lubrifiant Lub1	2,0
5	verre blanc	fonte FGS	430	lubrifiant Lub2	0,2
6	verre blanc	fonte FGS	430	lubrifiant Lub2	2,0
7	verre blanc	fonte FGL	430	lubrifiant Lub1	2,0
8	verre blanc	acier XC38	430	lubrifiant Lub1	2,0
9	verre blanc	fonte FGS	350	lubrifiant Lub1	2,0
10	verre blanc	fonte FGL	430	sans lubrifiant	2,0
11	verre blanc	acier XC38	430	sans lubrifiant	2,0
12	verre blanc	fonte FGL	350	lubrifiant Lub1	2,0
13	verre blanc	acier XC38	350	lubrifiant Lub1	2,0

La suite de l'Annexe E présente pour chacun des essais les évolutions et les valeurs numériques :

- du coefficient de transfert sur les 4 premières secondes du contact,
- des différences de température $\Delta T = T(t) - T(t = 0 \text{ s})$ sur la première seconde du contact, en surface de verre et en surface de poinçon, calculées avec le modèle 1D Différences Finies.

Les évolutions h_c obtenues avec les essais numérotés de 1 à 6 sont utilisées au §III.1 pour la modélisation soufflé-soufflé du procédé de formage d'un flacon de parfum.

Numéro	Verre	Poinçon	Température initiale réelle du poinçon (°C)	Condition d'interface verre/poinçon	Pression de contact (b)
1	verre blanc	fonte FGS	430	sans lubrifiant	0,2

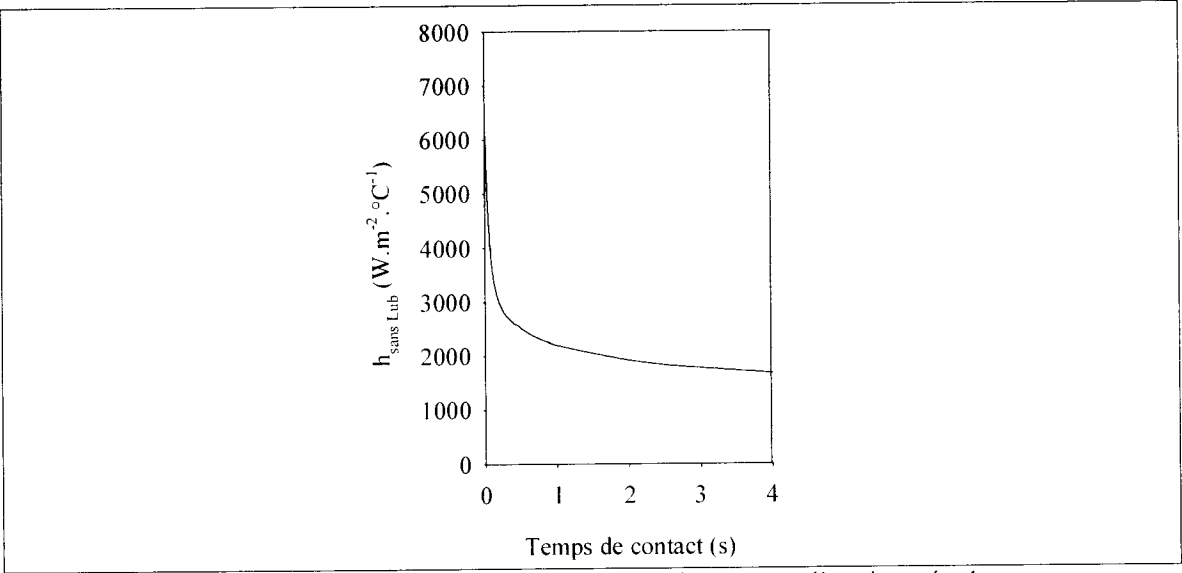


Figure E-1 : Coefficient de transfert de chaleur $h_{\text{sans Lub}}$ pour l'essai numéro 1.

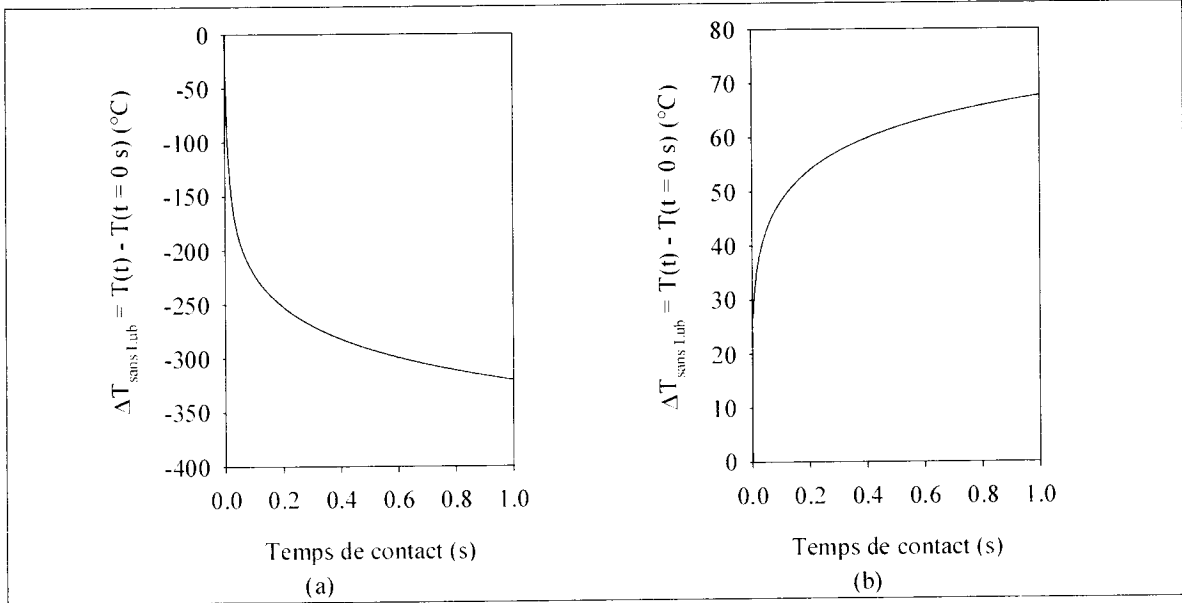


Figure E-2 : Différence de température $\Delta T_{\text{sans Lub}}$ pour l'essai numéro 1 :
(a) en surface de verre, (b) en surface de poinçon.

Tableau E-2 : Valeurs numériques pour $h_{\text{sans Lub}}$ et pour $\Delta T_{\text{sans Lub}}$ pour l'essai numéro 1.

Temps de contact (s)	0,0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	2,0	3,0	4,0
$h_{\text{sans Lub}}$ ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$)	6164	2992	2621	2424	2293	2198	1920	1775	1678
$\Delta T_{\text{sans Lub}}$ surface de verre (°C)	0	-252	-282	-299	-311	-320	-347	-362	-373
$\Delta T_{\text{sans Lub}}$ surface poinçon (°C)	0	54	60	63	66	68	73	76	78