2001 VALE 0018

N° d'ordre : 01-12

THESE

PRESENTEE A

L'UNIVERSITE DE VALENCIENNES

ET DU HAINAUT-CAMBRESIS

EN VUE DE L'OBTENTION D'UN

DOCTORAT EN GENIE MECANIQUE

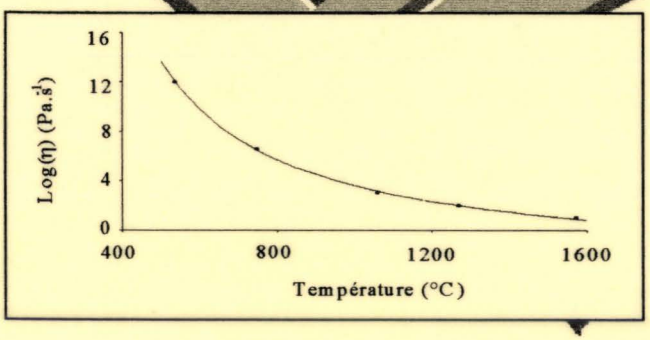
PAR

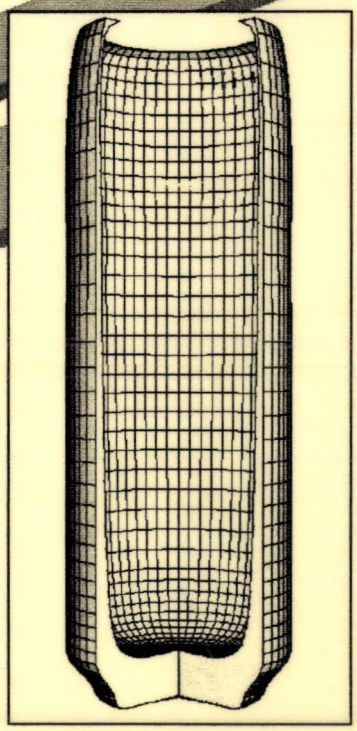
M. CHRISTOPHE MARECHAL

LAMIH
LABORATOIRE D'AUTOMATIQUE ET DE MECANIQUE INDUSTRIELLES ET HUMAINES

CYBERGLASS ROBOTICS

OPTIMISATION PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS DU FORMAGE ROBOTISE DU VERRE





Soutenue le 10 Juillet 2001

devant le jury composé de :

Rapporteurs :

Monsieur J.M.A. CESAR DE SA *Professeur à l'Université de Porto.*

Monsieur P. PICART *Professeur à l'Université de Franche-Comté.*

Examinateurs :

Monsieur D. LOCHEGNIES *Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis (Directeur de thèse).*

Monsieur J. OUDIN *Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis.*

Monsieur P. MOREAU *Ingénieur de recherche au Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines.*

tés :

nsieur C. DUPLAN *Directeur Technique de la société CYBERGLASS ROBOTICS.*

nsieur J.P. HOUDAER *Directeur Général de l'Institut du Verre.*

N° d'ordre : 01-12

THESE

PRESENTEE A

L'UNIVERSITE DE VALENCIENNES

ET DU HAINAUT-CAMBRESIS

EN VUE DE L'OBTENTION D'UN

DOCTORAT EN GENIE MECANIQUE

PAR

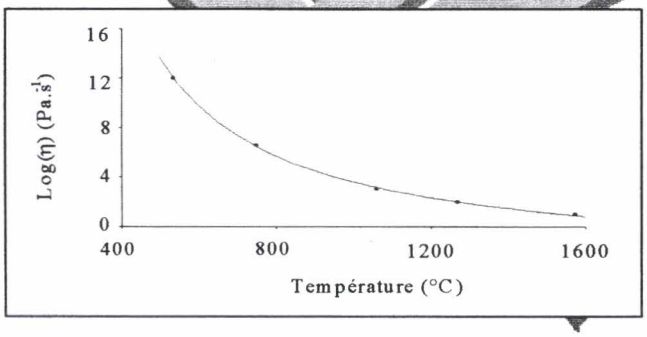
M. CHRISTOPHE MARECHAL

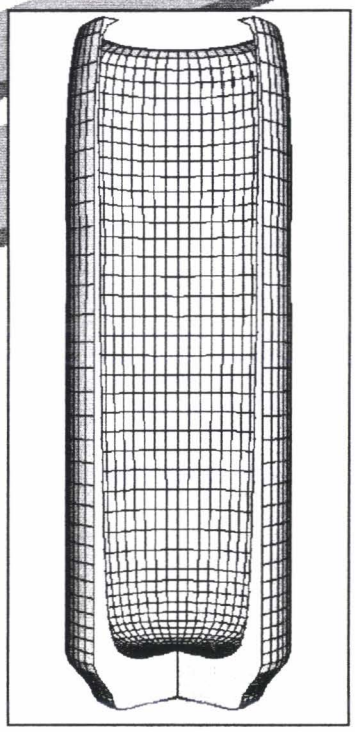
BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE VALENCIENNES

LAMIH
LABORATOIRE D'AUTOMATIQUE ET DE MECANIQUE INDUSTRIELLES ET HUMAINES

CYBERGLASS ROBOTICS

OPTIMISATION PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS DU FORMAGE ROBOTISE DU VERRE





Soutenue le 10 Juillet 2001

devant le jury composé de :

Rapporteurs :

Monsieur J.M.A. CESAR DE SA *Professeur à l'Université de Porto.*

Monsieur P. PICART *Professeur à l'Université de Franche-Comté.*

Examinateurs :

Monsieur D. LOCHEGNIES *Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis (Directeur de thèse).*

Monsieur J. OUDIN *Professeur à l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis.*

Monsieur P. MOREAU *Ingénieur de recherche au Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines.*

Invités :

Monsieur C. DUPLAN *Directeur Technique de la société CYBERGLASS ROBOTICS.*

Monsieur J.P. HOUDAER *Directeur Général de l'Institut du Verre.*

Toutes les grandes personnes ont d'abord été des enfants, mais peu d'entre elles s'en souviennent.

Antoine de Saint-Exupery.

A Gaëlle et notre futur bébé,

à ma famille,

...

Remerciements.

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein de l'opération Grandes Déformations et Mise en Forme du Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines (L.A.M.I.H.) de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.
Je tiens à adresser mes plus vifs remerciements aux personnes et organismes qui ont, directement ou indirectement, contribué à l'aboutissement de ces travaux :

- Le département Sciences Physiques pour l'Ingénieur du C.N.R.S. et son Directeur, Monsieur le Professeur SANCHEZ,
- Le Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche,
- La Région Nord-Pas-de-Calais, représentée par son Président, Daniel PERCHERON , et son vice président,
- Monsieur le Professeur Jérôme OUDIN, Directeur du Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines, pour m'avoir permis de réaliser ces travaux,
- Monsieur le Professeur Dominique LOCHEGNIES, professeur à l'université de Valenciennes, qui m'a proposé ce sujet, pour le suivi très sérieux de ces travaux, et pour m'avoir fait profiter de ses conseils et de ses connaissances.
- Monsieur Philippe MOREAU, Ingénieur de recherche au Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielles et Humaines, pour son aide et ses conseils,
- Messieurs les Professeurs Jose Manuel Almeida CESAR DE SA, Philippe PICART, Messieurs les Directeurs Jean-Pierre HOUDAER et Christophe DUPLAN pour l'honneur qu'ils me font de s'intéresser à mes travaux et pour leur participation à ce jury,
- Madame Michelle PRESSOIR, Mademoiselle Cathy FEVRIER et Monsieur Thierry GARÇON pour leur travail administratif et technique,
- et tous mes collègues du laboratoire, en particulier Romuald GUILBAUT pour son aide précieuse, la salle 207 et les T.A.F. pour leur bonne humeur.

Sommaire.

Résumé. 6

Abstract. 7

Symboles, notations et glossaire. 8

1. Introduction. 11

2. Modèles Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit. 17

2.1. Descriptif des procédés robotisés. 17

2.2. Définition des Modèles Eléments Finis du soufflage robotisé. 23

2.3. Analyse de sensibilité. 31

2.4. Conclusions. 36

3. Identification des paramètres rhéologiques du verre de la Cristallerie Rogaska. 38

3.1. Descriptif des deux tests de caractérisation. 38

3.2. Identification du coefficient de convection. 41

3.3. Identification de la viscosité. 48

3.4. Conclusions. 56

4. Optimisation du procédé de formage robotisé. 58

4.1. Optimisation des paramètres de réglage du procédé de formage du vase cylindrique droit. 58

4.2. Optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage. 67

4.3. Conclusions. 74

5. Conclusions générales et perspectives. 75

6. Références bibliographiques. 77

Annexe A. Paramètres matériaux du verre de la Cristallerie Rogaska. 82

Composition. 82

Masse volumique. 82

Chaleur spécifique. 82

Conductivité thermique. 84

Viscosité. 86

Convection avec l'air ambiant. 88

Annexe B. Modélisation thermique 1D axisymétrique par la Méthode des Différences Finies en formulation explicite. 90

Bilan thermique au nœud central. 91

Bilan thermique aux nœuds intérieurs. 91

Bilan thermique au nœud de surface. 92

Annexe C. Méthode d'optimisation. 95

Principe. 95

Méthode de résolution. 96

Algorithme de résolution. 97

Résumé.

Pour répondre à un besoin grandissant de fabrication de produits en verre, en petite et moyenne série, le premier robot souffleur de verre a été développé tout récemment. Face à cette nouvelle technologie qui intéresse particulièrement les cristalleries, le savoir-faire reste à ce jour l'élément décisionnel principal qui intervient dans les choix de conception et de mise au point de ces nouveaux procédés.

Les Modèles Eléments Finis de ce nouveau procédé robotisé de soufflage ont été développés. Une fois les étapes du procédé analysées, une première étude de sensibilité a permis de dégager les paramètres essentiels au succès de l'opération. Deux essais de caractérisation ont donc été développés in situ pour l'identification, par méthode inverse, du coefficient d'échange par convection avec l'air ambiant et de la loi de viscosité en fonction de la température. Pour le premier essai, la température de surface calculée avec un Modèle en Différences Finies est comparée aux relevés effectués par pyromètre en un point d'un lingot de verre en rotation. Pour le second, les allongements calculés avec une modélisation thermomécanique par Eléments Finis sont comparés aux allongements d'une masse de verre mesurés sur un enregistrement vidéo. S'appuyant sur les résultats de ces identifications, un optimiseur a été développé pour régler virtuellement, en déterminant les paramètres de mise en forme optima, le procédé de formage d'un vase cylindrique droit. Une seconde optimisation a permis de déterminer la forme initiale de la paraison, paramètre primordial dans la réussite de la fabrication d'un vase cylindrique convexe. Finalement, les outils numériques ont pu être validés lors de campagnes d'essais effectuées dans les cristalleries Val Saint Lambert (Belgique) et Rogaska (Slovénie).

Mots clés : Eléments Finis – Différences Finies - Optimisation – Identification – Méthode inverse - Verre – Procédé de formage – Robotique

Abstract.

To answer an increasing need for glass product manufacturing in both small and medium series, the first glass-blower robot was recently developed. In the face of this new technology, which particularly interests crystal glass-makers, expertise remains the main decision making element which intervenes in the choices of the design and implementation of these new processes.

Finite Elements Models of this new blowing process were developed. After the analysis of the process and of these stages, an initial sensibility study allowed to find the essential parameters for the success of the operation. Two characterization tests were also developed in situ in order to identify, by inverse method, the exchange coefficient by convection with the ambient air and the viscosity law function of the temperature. For the first test, the surface temperature calculated with a Finite Differences Model is compared with analyses made by a pyrometer in a point of a glass ingot in rotation. For the second, the elongation calculated with a thermo-mechanical Finite Elements Models is compared with the elongation of a glass mass measured on a video recording.

With the results of these identifications, an optimiser was developed to adjust virtually the forming process of a linear cylindrical vase by determining the optimal forming parameters. A second optimization allowed to determine the initial shape of the parison, an essential parameter in the successful forming of a convex cylindrical vase. Finally, the numerical tools are validated during trial campaigns carried out in crystal glass-makers Val Saint Lambert (Belgium) and Rogaska (Slovenia).

Key-words : Finite Elements - Finite Differences - Optimization - Identification – Inverse Method - Glass – Forming Process - Robotics

Symboles, notations et glossaire.

Symboles et notations.

Paramètres du procédé de formage :

T_{init}	Température initiale du lingot de verre,
t_t	Temps de transport,
T_a	Température de l'air ambiant,
t_m	Temps du maillochage,
P_s	Pression de soufflage,
t_s	Temps de soufflage,
t_{f1}	Temps de fluage incliné,
t_{f2}	Temps de fluage vertical,
t_{rm}	Temps de descente du bras dans le moule,
d	Distance parcourue par le bras pour descendre dans le moule,
α	Angle d'inclinaison du bras,
$g(\alpha)$	Action du poids en fonction de l'angle d'inclinaison du bras.

Paramètres matériaux :

$T_{init/M}$	Température initiale des outils en bois,
C_M	Chaleur spécifique des outils en bois,
k_M	Conductivité thermique des outils en bois,
$C_V(T)$	Chaleur spécifique du verre,
$k_V(T)$	Conductivité thermique réelle du verre,
$k_v^*(T)$	Conductivité thermique effective du verre,
$h_a(T)$	Coefficient de convection verre/air,
$h_m(t_{v/M})$	Coefficient de convection verre/outil en bois,
$t_{v/M}$	Temps de contact entre le verre/outil en bois,
ρ_M	Masse volumique des outils en bois,
ρ_v	Masse volumique du verre,
$\alpha_V(T)$	Diffusivité thermique du verre,

$\eta(T)$	Viscosité du verre.

Analyse de sensibilité :

p^s_i	Paramètre de l'analyse de sensibilité,
p^s_0	Paramètre de référence,
N^s	Nombre de paramètres de l'analyse de sensibilité,
Δp^s_i	Perturbation effectuée sur le paramètre,
$\hat{f}^s$	Solution de référence,
f^{*s}	Solution perturbée,
Δf^{*s}	Somme des écarts,
n^s_i	Fonction normalisée,
A^s_i	Aire représentant l'influence du paramètre.

Modélisation Différences Finies :

n	Nombre de nœuds,
R	Rayon du lingot,
Q	Flux thermique,
V	Volume,
S	Surface,
F_o	Nombre de Fourier,
Bi	Nombre de Biot,
ΔR	Distance entre 2 nœuds,
Δt	Incrément de temps de calcul.

Méthode d'optimisation :

p	Paramètre à optimiser,
N	Nombre de paramètres à optimiser,
M	Nombre de points de comparaison,
$\hat{f}$	Solution objectif,
f^*	Solution numérique,
E	Fonction erreur,
r	Résidus d'optimisation,

C	Contrainte,
E^*	Fonction erreur contrainte,
S_p	Coefficient de sensibilité,
K	Nombre d'itérations d'optimisation,
P	Pôle définissant une courbe de Bézier,
N_p	Nombre de pôles,
f(u)	Fonction polynomiale paramétrique,
B	Polynôme de Bernstein,
ΔE	Ecart moyen,
ξ	Fonction de pénalisation,
ω	Scalaire positif de pénalisation,
λ	Paramètre de Levenberg-Marquardt.

Glossaire

Cabot : Moule utilisé pour recevoir le verre sortant du four. Le verre peut y être déposé manuellement ou par un système automatique.

Four à pot : Four composé de plusieurs creusets (pots) dans lesquels le mélange est fondu pour donner le verre. Le verre fondu est cueilli par un orifice fait au sommet du creuset.

Four à bassin : Le mélange est fondu en coulée continue et est amené dans un bassin de travail. Soit le verre fondu est cueilli grâce à des orifices placés tout autour du bassin, soit le verre fondu est distribué aux machines par l'intermédiaire de canaux (feeders) chauffés.

Mailloche : Outil creux en bois, dans lequel le lingot ou la paraison en verre va être travaillé pendant l'étape de maillochage.

Paraison : Lingot en verre ayant subi au minimum une opération de formage. Dans notre cas, la paraison apparaît après l'étape de maillochage.

1. Introduction.

Le verre est un matériau utilisé depuis plus de 2000 ans. En effet, des articles en verre datant de l'époque Antique ont été retrouvés en Egypte et en Assyrie [DUB 84]. Depuis, la production de verre s'est faite de plus en plus intensive pour des applications de plus en plus différentes. En 1998, l'Europe a produit 28110 kT de produits verriers répartis en 6 secteurs d'activité : le verre d'emballage, le verre plat, la verrerie de table et de cristal, les fibres de renforcement, les fibres d'isolation et les diverses autres utilisations. Parmi ces six activités, deux appartiennent au secteur du verre creux : le verre d'emballage et la verrerie de table et de cristal.

Le verre d'emballage représente 62.9% de la production Européenne en 1998 [VER 99], ce qui le place au premier rang des débouchés de l'industrie verrière. Il peut se répartir en 3 catégories : les bouteilles, les pots et les bocaux pour l'industrie agro-alimentaire, les flacons pour l'industrie pharmaceutique et la parfumerie. Le reste (9%) concerne principalement les ampoules et les piluliers (Figure 1) [BRO 00].

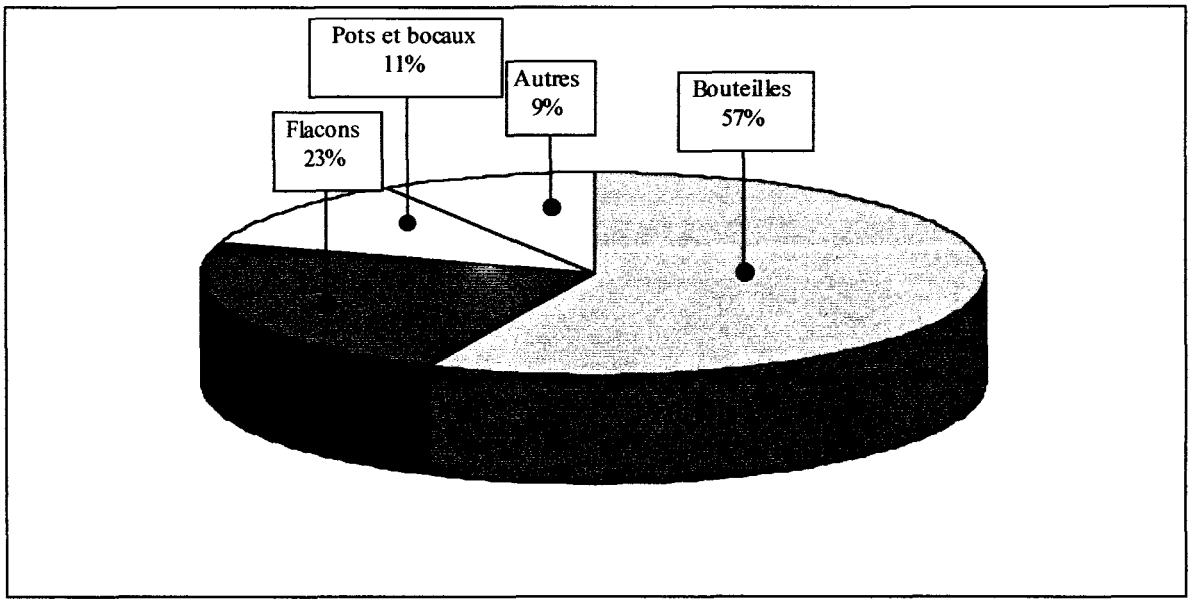


Figure 1 : Répartition de production pour les différentes catégories dans le verre d'emballage.

Distribution of production for the various categories in packing glass.

La seconde activité orientée vers le verre creux est la verrerie de table et de cristal qui représente 3.6% de la production Européenne en 1998 [VER 99]. Cette activité est fortement tournée vers l'exportation qui est 5 fois plus importante que l'importation.

Pendant de nombreuses années, seule la main experte de l'artisan pouvait façonner le verre. Bien que certaines entreprises aient gardé ce mode de fabrication, les plus grands groupes industriels verriers utilisent désormais des procédés de formage entièrement automatisés. Ce changement de mode de façonnage a permis d'accroître les cadences tout en réduisant les coûts, mais l'automatisation des procédés de formage ne reste applicable qu'aux productions de grandes séries. Les temps de mise au point d'un procédé de formage (réalisation des outils, réglages des paramètres de production ...) nécessitent des essais sur site très longs et très coûteux. De plus, pour pouvoir suivre l'évolution des marchés, ces mêmes grands groupes doivent pouvoir renouveler régulièrement leurs gammes d'articles et répondre à des besoins de plus en plus spécifiques [POT 99]. L'utilisation des unités de production classique à gros débits ne permet pas d'atteindre ces objectifs. C'est pour répondre à ce besoin que depuis une vingtaine d'années, de nouveaux types de machines sont apparus. Un premier type utilise une technologie dite « conventionnelle » pour réaliser des unités de production. Dans ce cas, une attention particulière est apportée au coût des moules et à la flexibilité de l'ensemble. Avec ces machines, le travail en petites et moyennes séries reste limité sur la variété des articles à réaliser. Le second type de machines se base sur la technologie robotique. Actuellement, les robots sont utilisés pour la manutention et le cueillage du verre. Depuis 10 ans, des efforts sont menés par la société Cyberglass Robotics, pour développer le premier robot souffleur de verre au monde, reproduisant le soufflage manuel du verre. Ce robot, dont le premier exemplaire est en production depuis juillet 2000 dans la Cristallerie Rogaska, permet un très haut degré de flexibilité et autorise la fabrication de la totalité des articles, sans limite de poids ni de forme. Reproduisant le travail des souffleurs de verre, le procédé de formage par robot peut se décomposer en 3 étapes :

- Réchauffage du lingot de verre sortant du four (à pot, à bassin,...),
- Préparation de la paraison (maillochage, perçage par soufflage, fluage sous poids propre...),
- Soufflage final dans un moule à la forme du produit.

Chaque article à fabriquer va demander le développement d'un nouveau mode opératoire et surtout de nouveaux réglages du robot souffleur. Malgré une réduction par rapport aux machines de grandes séries, la phase de mise au point reste encore trop importante.

La recherche industrielle et académique s'intéresse depuis longtemps aux différents domaines qui touchent le formage du verre.

Dès 1925, Volger, Fulcher et Tamman étaient les premiers à quantifier la dépendance thermique de la viscosité du verre $\eta(T)$ dans une gamme de températures allant de 500°C à 1400°C [FUL 25]. Pour cela, ils ont utilisé une loi logarithmique notée V.F.T. :

$$\mathrm{Log}(\eta) = -A + \frac{B}{(T - T_o)} \qquad \text{Eq. 1}$$

où A, B et T_o sont des constantes dépendant de la nature du verre. Cette loi, bien qu'établie depuis plus de 75 ans, reste toujours d'actualité. Ce modèle a été utilisé par la suite pour identifier la viscosité de différents types de verres pour d'autres gammes de températures suivant divers procédés expérimentaux :

- par chute de bille entre 700°C et 900°C [BRE 77],
- par élongation de fibre [SIM 82] ou rhéomètre à cône et à plateau entre 530°C et 800°C [SIM 88],
- par compression de cylindre entre 580°C et 660°C [MAN 88].

Le comportement du verre à haute température peut alors être modélisé par une loi viscoplastique linéaire [TRI 89- KEN 71] utilisant cette viscosité thermodépendante. Cette représentation sera limitée à de faibles vitesses de déformation équivalente (pour un verre NBS 710 standard : $4s^{-1}$ à 800°C, $1.10^{+3}s^{-1}$ à 1180°C) ; une variation non linéaire de la viscosité est constatée à partir de vitesses de déformation équivalente importantes pour une même température [SIM 89- TAK 90].

En plus de la température, la viscosité dépend fortement de la composition du verre. Lakatos et al ont étudié cette dépendance et déterminé une relation entre les constantes A, B, T_o de la loi V.F.T. et le pourcentage d'éléments contenus dans du verre sodocalcique [SCH 91] et dans du cristal [LAK 77-78-79]. Certaines relations ont été utilisées pour cette recherche et sont rappelées dans l'Annexe A. Plus tard, une étude reprenant ces résultats, complétée par d'autres relations entre la composition et la viscosité de verres utilisés par la Ford Motor Company, a permis de mettre en place un modèle statistique de détermination de la viscosité de verre sodocalcique [OKS 94].

L'échange thermique au sein du verre est le deuxième point sur lequel de nombreuses études ont été menées. Comme pour la viscosité, les différents paramètres thermiques sont dépendants de la composition du verre et de la température. En 1951, Sharp et Ginther ont montré cette

dépendance pour la chaleur massique [SHA 51- MOO 58] pour des températures allant de 0°C à 1300°C. Par contre, la conduction réelle ne peut être déterminée que pour une gamme de températures allant de 0°C à 600°C [PRI 80] : au delà, le rayonnement ne peut plus être considéré comme négligeable. Pour pouvoir en tenir compte lors d'un calcul thermique, la conduction réelle est remplacée par la conduction effective déterminée à partir de la mesure de la diffusivité [VAN 51]. L'intégration de cet effet doit se faire avec attention. En effet, Van Der Linden a montré que de meilleurs résultats sont obtenus, lors d'un calcul d'échange thermique, en n'intégrant pas le rayonnement à la conduction sur deux exemples [VAN 00] :

- une paroi de 5mm de verre comprise entre un moule à 700°C et un poinçon à 1000°C,
- une paroi de 5mm de verre comprise entre de l'air chaud et de l'air froid.

Pendant tout le procédé de formage, le refroidissement du verre est conditionné par le temps passé à l'air ambiant et au contact des moules. Pour ces échanges par convection et conduction, se combinent un effet de perte de chaleur suite à la mise en contact des deux corps, mais aussi un échauffement causé par le rayonnement thermique du verre, très important à haute température. Dans le cas de l'air ambiant, un coefficient de convection équivalent, fonction de la température, permet de coupler ces deux effets [WIL 86- CES 86]. Il évolue linéairement et est obtenu en additionnant la quantité de chaleur perdue par convection et celle perdue par rayonnement. La quantité de chaleur totale transmise est alors dépendante de la température de l'air, de la température de la surface du verre et de ce coefficient de convection équivalent. Dans le cas du contact entre le verre et un moule, la quantité de chaleur transmise est dépendante de la température des deux corps mis en contact, mais aussi de l'état de surface du contact et de la nature des matériaux. Mc Graw a établi en 1961 une loi pour ce coefficient de transfert de chaleur en fonction du temps de contact [GRA 61]. En pressage [FEL 78] et en soufflage [SHE 80], des mesures de température au contact verre/moule sont en accord avec l'étude de Mc Graw et montrent une forte dépendance de ce coefficient aux températures de moule et à la pression de formage. Ces résultats furent confirmés numériquement [CAP 79- COS 72] et une étude complémentaire a montré la faible importance du rayonnement pendant l'échange de chaleur verre/moule pour une température de verre de 1000°C et de moule de 400°C [LUK 84].

C'est sur cette base de données matérielles que s'appuie la simulation numérique des procédés de mise en forme du verre. La première méthode utilisée pour simuler un procédé de formage fut la Méthode des Différences Finies pour un calcul axisymétrique. Cette première analyse a permis d'évaluer les vitesses de déformations, la pression hydrostatique ainsi que la distribution de température pour un petit volume de verre dans le cas d'un procédé de formage par pressage

[KEN 71]. Avec cette méthode, la quantité de chaleur transmise du verre au moule pendant la mise en forme a pu être déterminée par d'autres auteurs [HUF 80- BLI 96] ; d'autres modèles purement analytiques ont été également développés mais se sont limités à des géométries simples [FAR 87- MAN 74]. Les Eléments Finis ont été par la suite largement utilisés. En se basant sur un couplage des problèmes mécanique et thermique, différents procédés de formage soufflé-soufflé [COR 84- TAT 91- CES 86] ont pu être simulés. L'analyse des simulations Eléments Finis des procédés de formage a permis :

- de mieux appréhender l'écoulement et les différents échanges thermiques du verre [NOI 96- LOC 96a],
- de prédire l'évolution de la déformation d'une paraison pendant le formage [AND 92],
- d'améliorer la répartition d'épaisseur en modifiant les paramètres de formage [REK 90-93].

En s'appuyant sur ces Modèles Eléments Finis, des optimiseurs numériques ont été développés par l'équipe « Modelling of Glass Forming and Tempering » du L.A.M.I.H. de Valenciennes. Basés sur une méthode inverse appliquée initialement à l'identification des paramètres matériaux (propriété viscoplastique d'alliage d'aluminium [GEL 94], propriété rhéologique d'un acier [GAV 95], estimation de la dureté par un test de traction [ROD 95], propriété élastique d'une inclusion cylindrique [SCH 92]), ces outils ont d'abord été étendus à la détermination des propriétés rhéologiques de verre trempé [LOC 99]. Par la suite, cette méthode a été appliquée à la recherche des paramètres optimum de réglage de procédé de formage de produits en verre. L'utilisation de tels optimiseurs peut désormais répondre à une très grande variété d'objectifs industriels à atteindre comme :

- le respect d'une répartition d'épaisseur précise pour le formage par centrifugation d'un produit creux [LOC 96b],
- la détermination de la distribution précise de température dans une feuille de verre à la fin du procédé de formage [MOR 98],
- le respect de la géométrie précise d'une feuille de verre à la fin du procédé de formage [MOR 99],
- l'obtention d'un état de contrainte interne après la trempe d'une feuille de verre [LOC 99].

Le développement des Modèles Eléments Finis des procédés de formage, des essais de caractérisation in situ des paramètres matériaux et d'optimiseurs numériques a permis d'améliorer l'état des connaissances sur les phénomènes physiques liés au procédé. D'un point de vue industriel, ces développements ont permis en améliorant les connaissances rationnelles des procédés de faire d'importants gains de temps de mise au point et de réduire les coûts de

production. En effet, la mise au point de nouvelles machines et le réglage de nouveaux procédés handicapent la production suite à un grand nombre d'arrêts nécessaires à l'expérimentation.
Les travaux présentés dans ce mémoire concernent le développement des Modèles Eléments Finis et d'un optimiseur pour le réglage virtuel du procédé de formage par le robot souffleur de la société Cyberglass Robotics. Une première phase de compréhension du procédé permet de définir et décrire les différentes étapes de travail du robot. En s'appuyant sur cette analyse, la simulation numérique du procédé et les Modèles Eléments Finis thermoviscoplastiques sont développés. Une première analyse de sensibilité fournit les paramètres matériaux et procédés les plus influents. Pour les premiers, deux tests de caractérisation in situ sont développés ainsi que les procédures d'identification par méthode inverse. Pour le procédé de formage robotisé, le développement d'un optimiseur permet de déterminer les paramètres optimaux de formage, qui seront validés par des expérimentations en verrerie. Finalement, une nouvelle méthode de formage est proposée, pour un produit à géométrie complexe, via les outils numériques précédents.

The robotized hollow glass blowing process consists of 9 steps. Six of the steps can be simulated by the finite elements method with an axisymmetric model. The modelling is determined by the steps and the parameters of the forming process. The materials properties are defined by the glass composition. A sensitivity analysis applied to the models enables to better evaluate the required precision for the glass properties and to find the most influential forming parameters.

2. Modèles Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit.

2.1. Descriptif des procédés robotisés.

La robotique est apparue dans l'industrie verrière pour les multiples possibilités cinématiques offertes par les robots, la diversité et l'adaptabilité des outils qu'il est possible de développer. Actuellement, hormis les services de manutention, les robots se placent sur deux secteurs de la ligne de production d'une entreprise de verre creux :

- au niveau du cueillage du verre,
- lors de la fabrication des articles.

Le principe du cueillage est de récupérer de façon précise une masse déterminée de verre dans un four par l'intermédiaire d'une boule en matériau réfractaire, placée à l'extrémité d'une canne en bout de bras du robot. Lors du cueillage, les deux tiers de la boule sont plongés dans le bain de verre en fusion. La mise en rotation garantit l'adhérence du verre et le transport sans déformation excessive. La masse de verre peut alors être déposée à l'emplacement voulu par immobilisation du bras pendant un temps donné (Figure 2). Avec la possibilité de quinze prises par minute et 12kg en bout de canne, ces robots cueilleurs sont très utiles en amont de la production verrière et leur mise en service ne demande que deux jours de réglage.

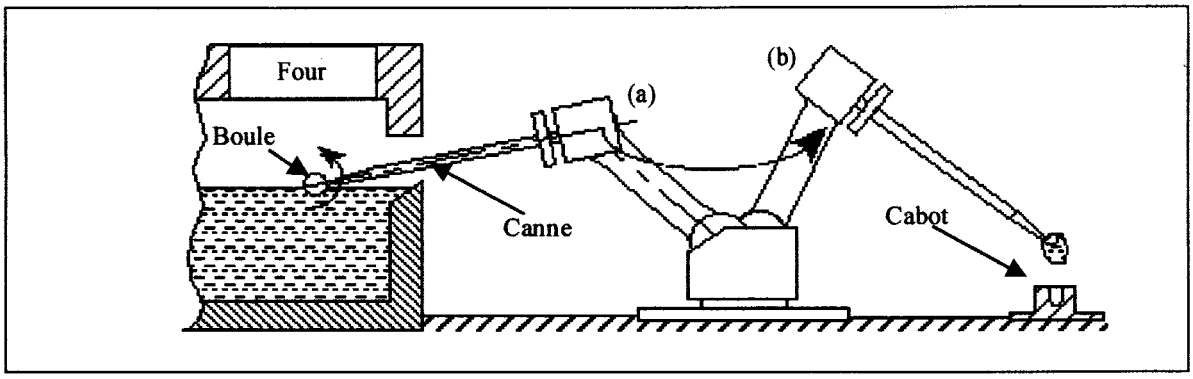


Figure 2 : Cueillage du verre robotisé ; (a) - prise de la masse de verre dans le four, (b) - dépôt de la masse de verre dans le cabot.

Gathering of robotized glass ; (a) - catch of the mass of glass in the furnace, (b) - deposit of the mass of glass in the pooch.

Par contre, l'utilisation d'un robot pour le formage d'articles creux est beaucoup plus complexe. Dans ce mémoire, le robot souffleur, premier en son genre, est développé par la société française Cyberglass Robotics à Avignon. Le procédé qui permet le formage de l'article en verre sera dépendant du savoir-faire de l'entreprise verrière utilisant le robot. Dans notre cas, le procédé présenté pour le formage d'un vase cylindrique droit de 1.9kg (Figure 3), a été mis au point en essayant de reproduire la méthode de travail manuel utilisée par un souffleur de verre au sein de la Cristallerie Rogaska (Slovénie). Ce procédé pourra être repris comme base de départ pour la fabrication d'un autre article.

En phase préliminaire, la pince nervurée placée à l'extrémité d'une canne, vient tangenter le cabot à sa verticale (Figure 4a). Un soufflage d'une pression supérieure à 1 bar, au centre de la pince fermée, entraîne la remontée du verre dans les nervures (Figure 4b). Le refroidissement du verre au contact de la pince permet la saisie du lingot et son extraction du cabot (Figure 4c) par la remontée du bras. L'alimentation du cabot peut être manuelle mais l'automatisation est indispensable pour respecter des remplissages identiques en masse, des temps de transfert four/cabot constants et de la sorte permettre, en aval, le formage de la série d'articles.

Le cabot est refroidi par une circulation interne d'eau et le choc thermique (1000°C environ pour le verre, 150°C environ pour le cabot) fait apparaître en surface du lingot de verre une peau refroidie et craquelée. C'est la seconde phase de réchauffage dans le four à gaz qui va effacer ces traces qui apparaîtraient sinon sur le produit final. Avec pour objectif de garder le verre suffisamment visqueux pour la suite des opérations, cette phase va homogénéiser la température dans le verre par les apports de chaleur externes, fournis par le four, et internes, provenant du cœur du lingot. En sortie de four, l'écoulement du verre est évité par le maintien horizontal de la pince en rotation.

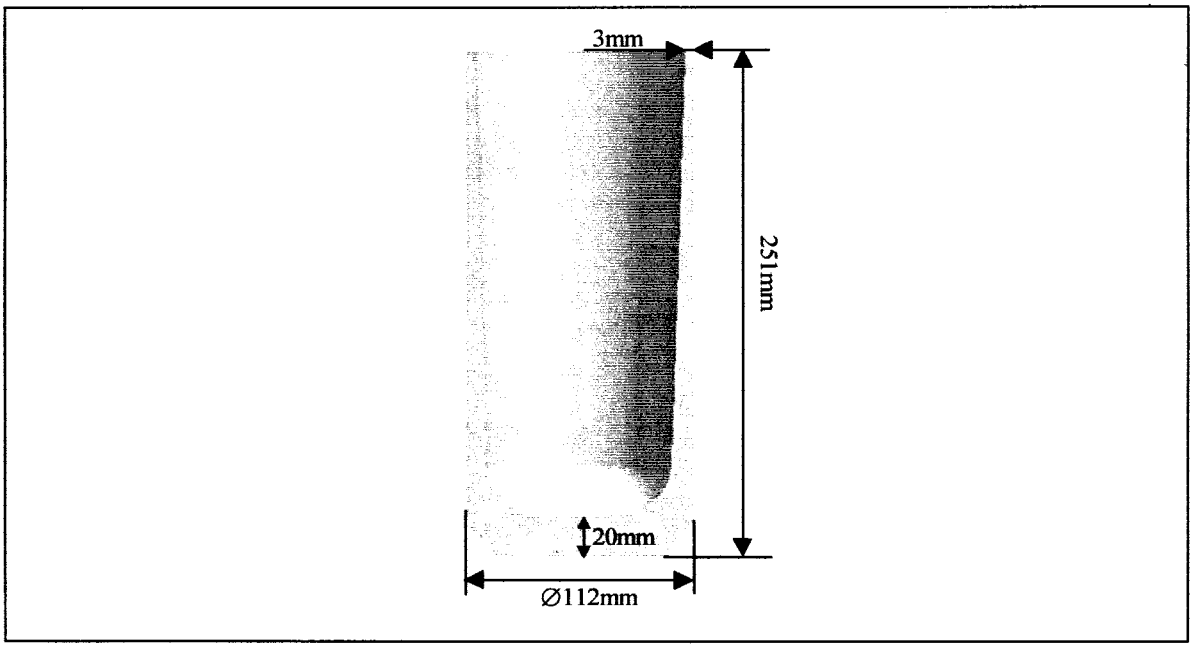


Figure 3 : Vase cylindrique droit.

Linear cylindrical vase.

Les phases suivantes sont fonction du type d'articles à former (géométrie plus ou moins élancée, masse de verre plus ou moins importante, ...).

Après le réchauffage dans le four, le robot amène le lingot au poste de maillochage. Par pression sur la forme en bois (du poirier), le lingot en rotation se déforme (Figure 5a) ; de plus, la mailloche va lisser la surface extérieure du verre qui a gardé les stigmates de l'endommagement dû au séjour dans le cabot. La forme résultante dépend de la géométrie de la mailloche, de l'inclinaison du bras du robot et de la vitesse de rotation (Figure 5b).

La troisième opération de soufflage libre va former la paraison et permettre la répartition du verre sur les parois aux dépens de l'affinement du fond. Le bras du robot est placé horizontalement (Figure 6a) de façon à favoriser, par combinaison de la gravité et du soufflage, la distribution du verre dans les parois. Cette position va jouer un rôle très important sur la répartition de verre dans les parois du vase formé ; plus elle est au dessus de l'horizontale, plus les parois sont épaisses (Figure 6b), plus elle est au dessous de l'horizontale, plus les parois sont fines (Figure 6c).

La forme du soufflet va ensuite être travaillée à l'aide d'un premier fluage avec le bras incliné. Comme pour le soufflage à l'air, plus cette position va tendre vers la verticale, plus le verre se concentre dans le fond de la paraison.

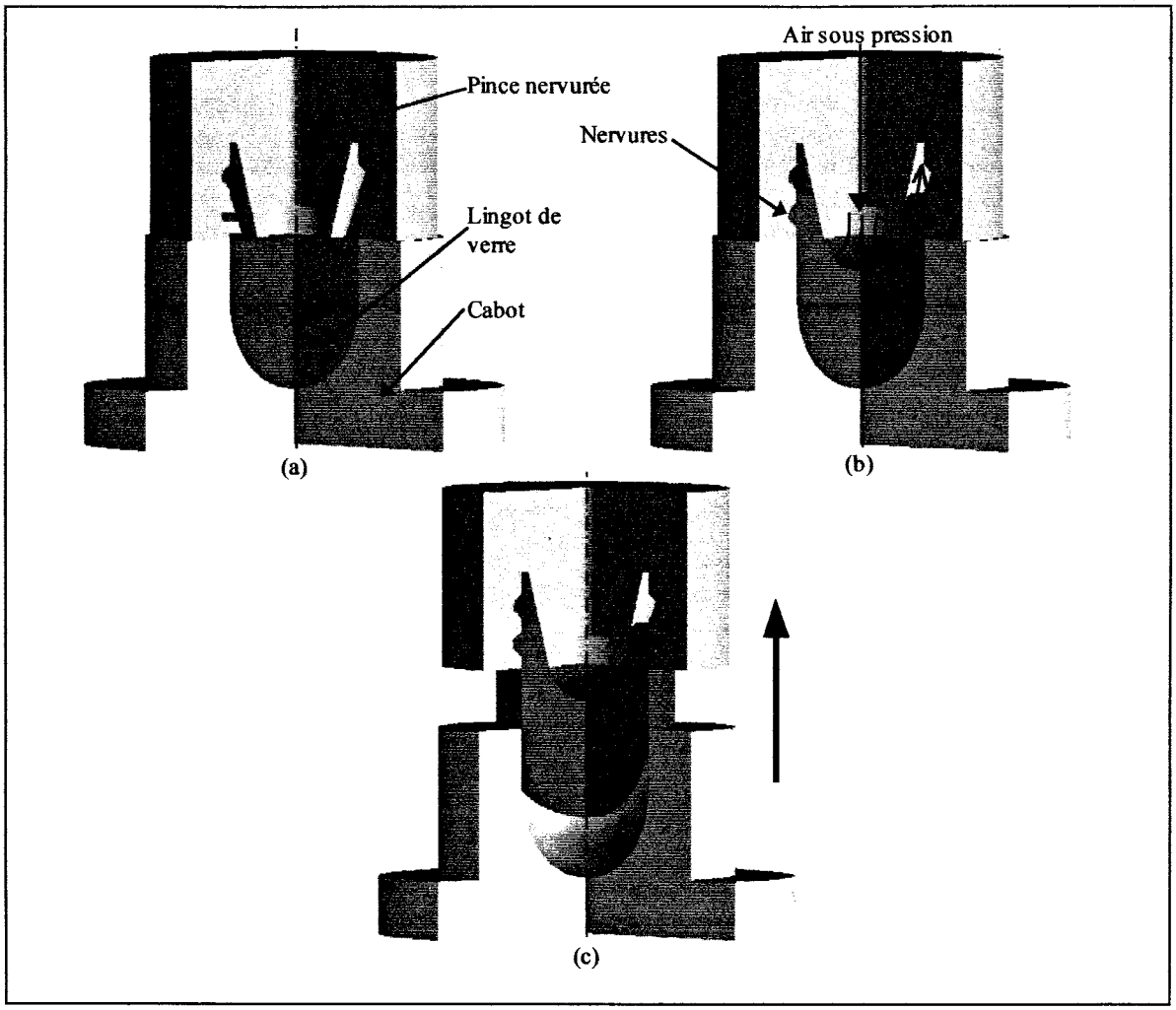


Figure 4 : Principe de la prise du lingot par le robot ; (a) - pince tangente au cabot, (b) - soufflage de prise, (c) - prise du lingot.

Principle of the ingot catch by the robot ; (a) - grip tangent with the pooch, (b) - blowing of catch, (c) - catch of the ingot.

Le second fluage se fait en position verticale, au-dessus du moule, sans rotation du bras. En final, la première des deux opérations de soufflage s'effectue à faible pression de façon à amener délicatement les parois de la paraison en contact avec le moule. De la sorte, le choc thermique verre/moule est limité et le vase ne se torche pas. Avec une pression plus importante lors du second soufflage, le verre se solidifie suffisamment pour éviter des déformations indésirables après démoulage.

A la sortie du moule, le vase est refroidi à l'air ambiant dans une position au-dessus de l'horizontale pour éviter au fond de se bomber.

Une vue générale du procédé de soufflage robotisé et les différentes phases précédentes sont données sur la Figure 7. Le Tableau 1 contient les réglages utilisés expérimentalement pour le formage du vase cylindrique droit (Figure 3).

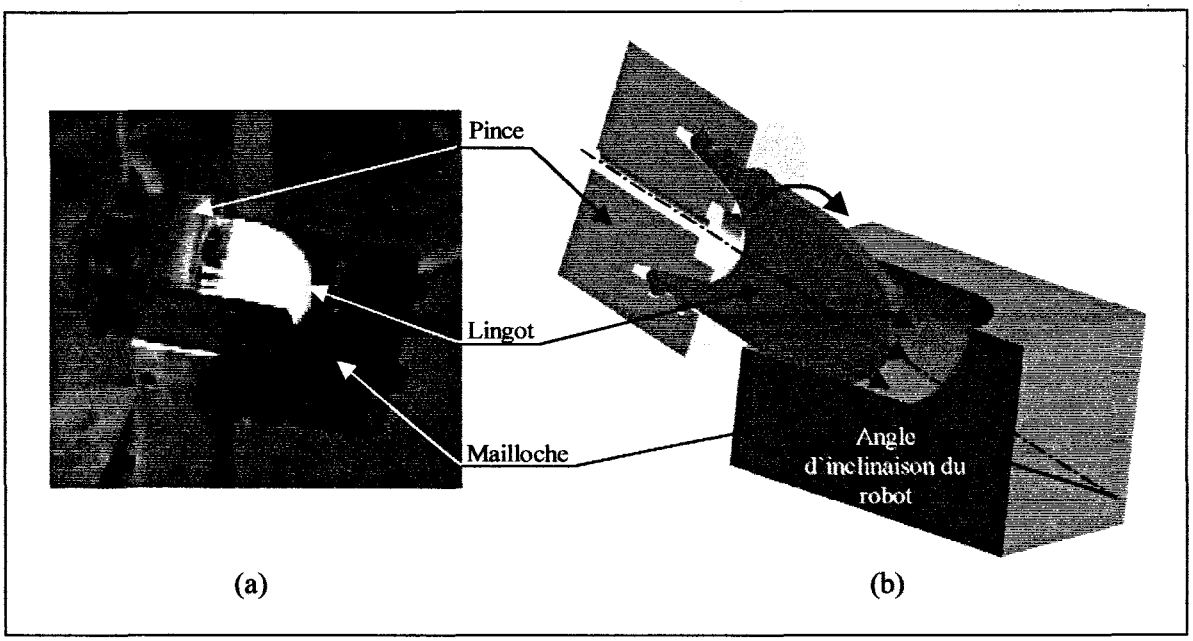


Figure 5 : Maillochage ; (a) – vue réelle, (b) – principe.

shaping; (a) – real view, (b) – principle.

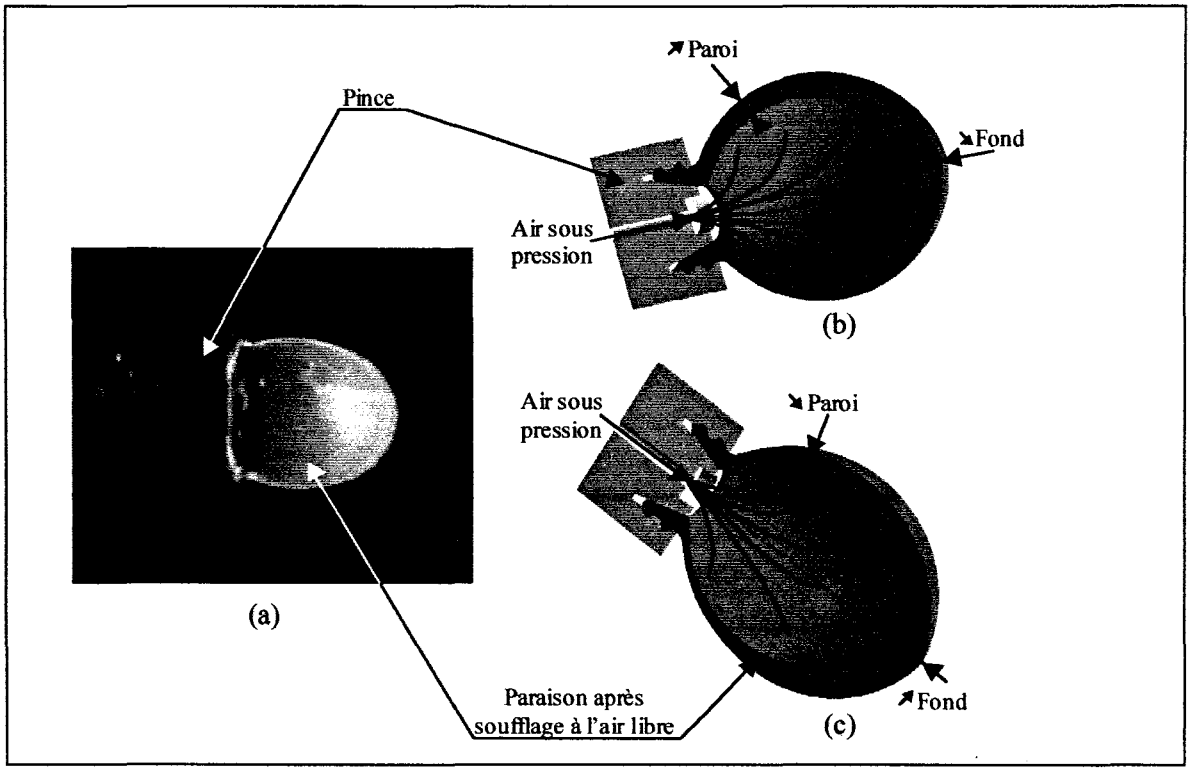


Figure 6 : Distribution de verre après soufflage à l'air libre ; (a) – vue réelle, (b) - bras au dessus de l'horizontale, (c) - bras au dessous de l'horizontale.

Glass distribution after free blowing ; (a) - real view, (b) - arm at the top of the horizontal, (c) - arm underneath of the horizontal.

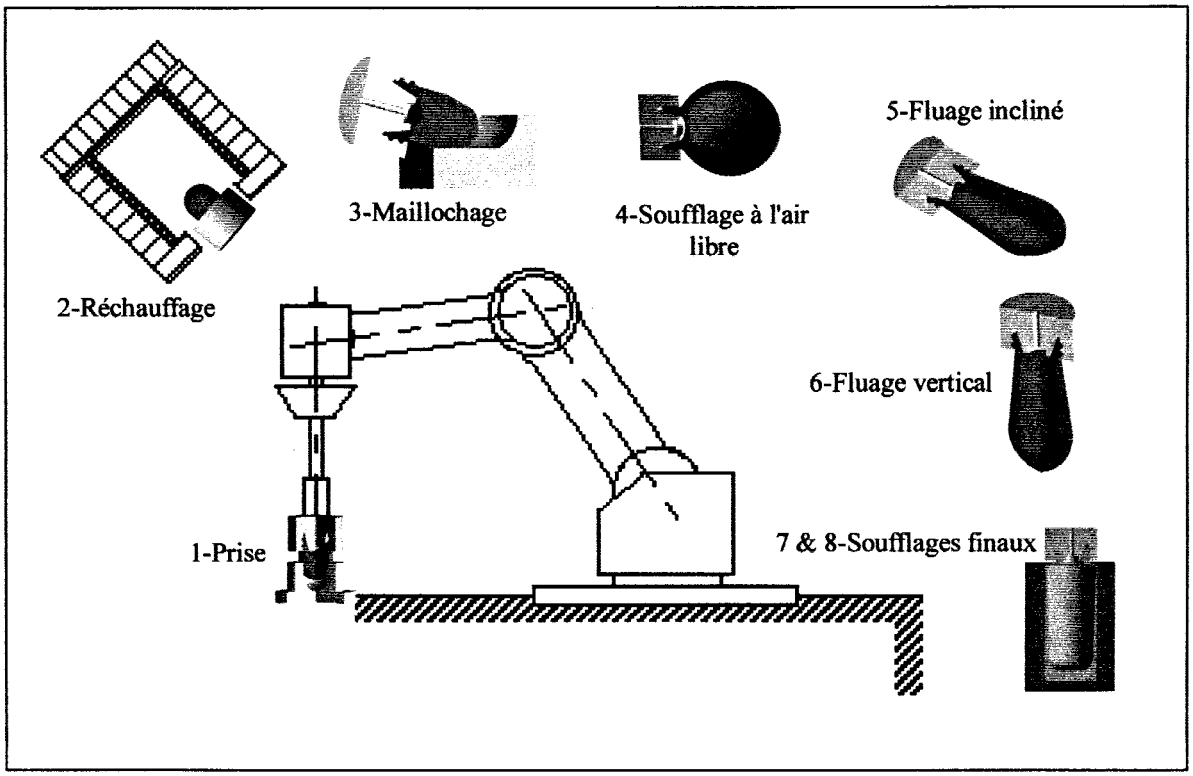


Figure 7 : Procédé robotisé de formage du vase cylindrique droit.

Robotized forming process of the linear cylindrical vase.

Tableau 1 : Etapes et paramètres du procédé de formage robotisé du vase cylindrique droit.

Steps and parameters of the robotized forming process of the linear cylindrical vase.

Etapes de formage	**Données**	**Réglages du robot**
1 prise du lingot	Masse =2100g	pression : 1 bar
2 réchauffage dans le four à gaz	Durée=7s	
3 maillochage	Durée=6s	
4 soufflage à l'air libre (soufflage 1)	Durée=3s	bras à l'horizontale, pression +/-0.07bars
5 fluage incliné	Durée=6s	bras à 38° < horizontale
6 fluage vertical	Durée=7s	bras à la verticale
7 premier soufflage final (soufflage 2)	Durée=2s	pression +/-0.02bars
8 second soufflage final (soufflage 3)	Durée=40s	Pression +/-0.07bars
9 refroidissement	Durée=10s	bras > horizontale

2.2. Définition des Modèles Eléments Finis du soufflage robotisé.

La Modélisation Eléments Finis du procédé de formage précédent est complexe et fait intervenir de nombreux paramètres. Notre approche se limitera à l'analyse thermomécanique du procédé sous certaines hypothèses présentées en considérant la réalisation du vase cylindrique droit (Figure 3).

Du fait de la symétrie de révolution, le Modèle Eléments Finis est axisymétrique. Pour les relevés expérimentaux qui seront effectués sur la périphérie du produit, autour de l'axe de révolution, une moyenne sera réalisée dans le cas de valeurs dispersées. De la sorte, la valeur expérimentale relevée (ex. : température, épaisseur, ...) sera comparée à la valeur numérique issue du modèle axisymétrique.

Les deux premières étapes de formage sont la prise du lingot dans le cabot et le réchauffage dans le four. En pratique, à ce stade, la température s'homogénéise suite aux deux premières opérations, dans le but d'obtenir une meilleure qualité de fabrication. Notre modélisation ne débutera donc qu'à ce stade du procédé, avec un champs de température initiale homogène.

La géométrie initiale de la paraison de verre est obtenue après l'étape de maillochage. L'analyse des images vidéo, enregistrées lors de la campagne d'essais dans la Cristallerie Rogaska (Slovénie) fournit les contours extérieurs (Figure 8a). Le profil intérieur, plus imprécis sur les images vidéo, est déterminé par recalage avec le poids de 1.9kg du vase à réaliser (Figure 8b).

Le maillage est constitué de 500 éléments à quatre nœuds axisymétriques à quatre points d'intégration (Figure 8c). Une orientation particulière des éléments permet d'éviter tout remaillage au cours de la simulation du procédé de formage. Le moule est constitué de 366 éléments du même type (Figure 8c). Le contact est modélisé par des éléments linéiques placés sur le contour extérieur de la goutte et sur le contour intérieur du moule.

Chaque étape se fait sur différents ateliers situés autour du robot, la paraison devant être transportée d'un point à l'autre au cours du procédé. Quelle que soit l'étape du procédé de formage, si le bras du robot est en position horizontale, sa mise en rotation empêche l'écoulement du verre. Dans ce cas, la modélisation est purement thermique avec échange verre/air ambiant. Par contre, si durant l'étape simulée du procédé, le bras n'est plus en position horizontale, la modélisation est thermomécanique ; le chargement mécanique est lié à l'effet du poids propre et le cas échéant de la pression de soufflage.

Pour le verre, les principales propriétés sont : la conductivité thermique, la chaleur spécifique, la masse volumique, la viscosité et la convection.

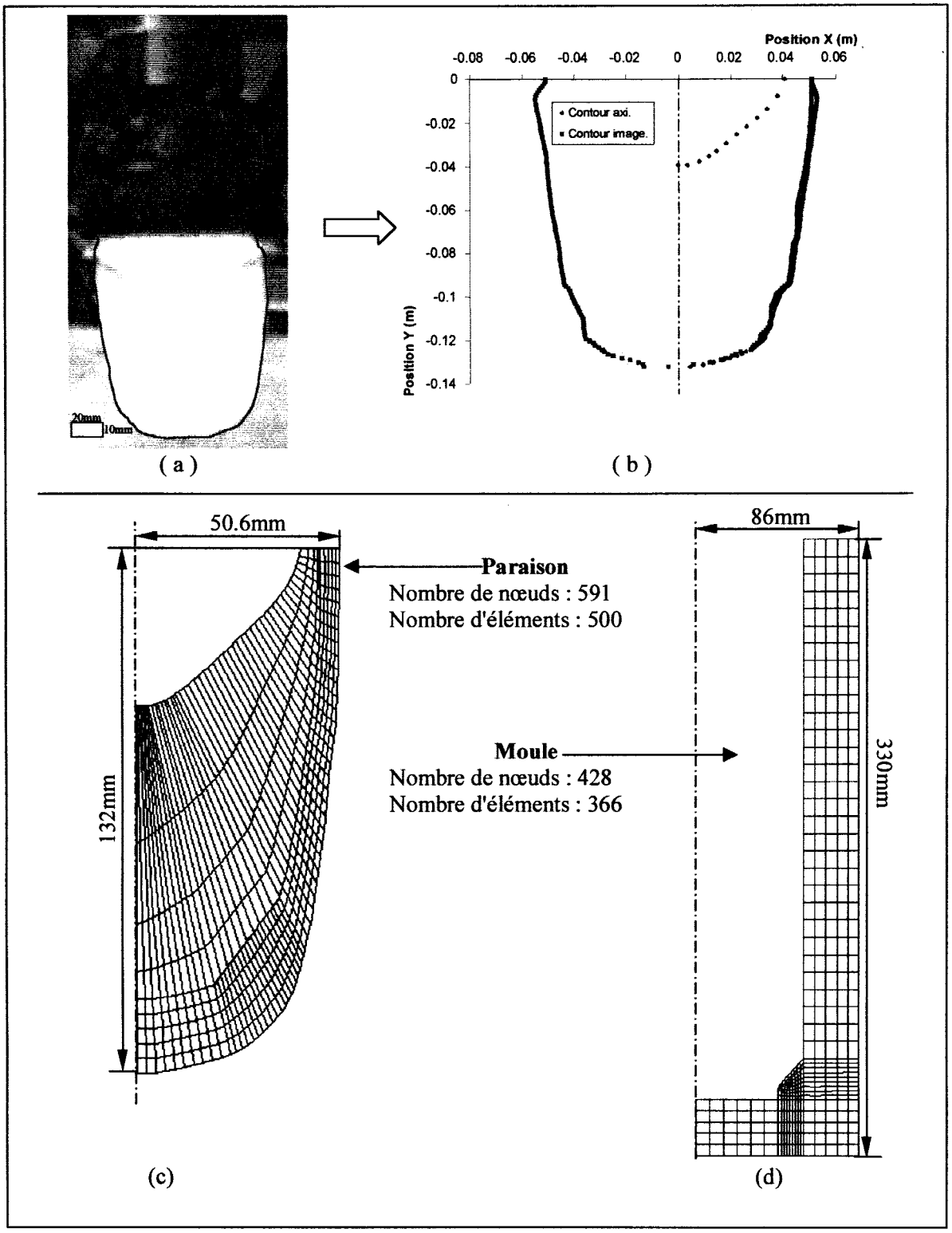


Figure 8 : Géométrie de la paraison après maillochage ; (a) - image vidéo, (b) - extraction des contours, (c) - maillage Eléments Finis de la paraison après maillochage, (d) - maillage Eléments Finis du moule.

Geometry of the parison after shaping ; (a) - video image, (b) - contours extraction, (c) - finite elements mesh of the parison, (d) - finite elements mesh of the mould.

L'expansion thermique du verre est en moyenne de $15.10^{-6}°C^{-1}$ pour des températures supérieures à 600°C. Dans notre cas, la température du verre va évoluer au cours du procédé de 950°C à 600°C. Cette variation de température va provoquer, en relation avec l'expansion thermique, une faible évolution de la masse volumique (1.58%). Aucune variation de masse volumique ne sera donc intégrée dans la modélisation. Une valeur de $2494kg.m^{-3}$ a été déterminée par l'analyse de différents échantillons réalisés en Slovénie.

Tous les autres paramètres (la conductivité thermique, la chaleur spécifique, la masse volumique et la viscosité) sont dépendants de la température du verre ; leur estimation est donnée en Annexe A.

Pour le moule et la mailloche, le matériau utilisé est du bois. Sa conductivité thermique, sa chaleur spécifique et sa masse volumique sont données dans le Tableau 2. Au cours du procédé de formage, ils sont tous les deux refroidis par de l'eau, soit par arrosage, soit par immersion dans un bac. Leur température au début du contact avec le verre se situe, suivant les relevés que nous avons effectués sur site, aux alentours des 150°C. Cette valeur sera utilisée pour la modélisation.

Tableau 2 : Paramètres matériaux et température initiale des outils en bois.

Material properties and initial temperature of wood tools.

Paramètres matériaux	**Symboles**	**Valeurs**
Conductivité ($W.m^{-1}.°C^{-1}$)	k_M	0.14
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.°C^{-1}$)	C_M	1810
Masse volumique (kg/m^3)	ρ_M	930
Température initiale (°C)	$T_{init/M}$	150

Les échanges thermiques entre le verre et les outils en bois dépendent de la température du verre, de la température de l'outil en bois, de la réflexion de la chaleur sur la surface intérieure de l'outil en bois et du coefficient de transfert entre le verre et l'outil en bois. Mc Graw [GRA 61] et Cesar De Sa [CES 86] proposent d'utiliser comme coefficient de transfert à l'interface verre/moule un coefficient de convection $h_m(t_{v/m})$ évolutif au cours du temps de contact $t_{v/m}$. L'évolution de ce coefficient proposée par Cesar De Sa et représentée sur la Figure 9, est donnée pour un procédé de formage soufflé-soufflé. Ce procédé étant le plus ressemblant, de tous les procédés de la littérature, au procédé de formage robotisé, nous avons retenu cette évolution. Ce coefficient d'échange de chaleur sera utilisé au cours de la simulation quand le verre sera en contact avec un des deux outils en bois.

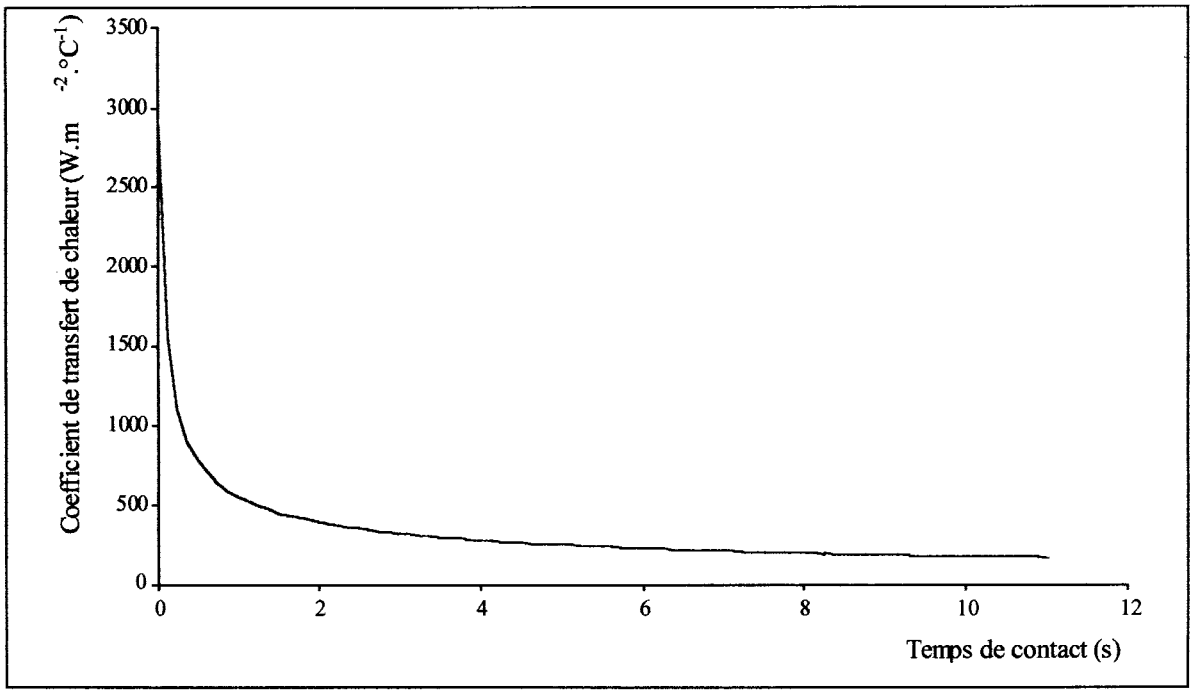


Figure 9 : Coefficient de transfert de chaleur entre le verre et le moule fonction du temps de contact proposé par Cesar De Sa [CES 86].

Heat transfer coefficient between the glass and the mould function of the proposed contact time by Cesar De Sa [CES 86].

L'échange de chaleur entre le verre et l'air ambiant dépend de la température du verre, de la température de l'air et de la quantité de chaleur transmise par rayonnement et par convection. Pour calculer cette quantité, un coefficient de convection équivalent, fonction de la température, permet de tenir compte de ces deux effets (Annexe A). Ce coefficient, décrit par une loi linéaire proposée par Cesar De Sa, se calcule à partir de :

$$h_a(T) = 0.22 \cdot T - 64 \qquad \text{Eq. 2}$$

L'ensemble des paramètres matériaux du verre de la Cristallerie Rogaska utilisés pour la modélisation du soufflage robotisé est rassemblé dans le Tableau 3.

La première étape à modéliser est donc l'étape n°3 du procédé (Figure 7, Tableau 1) : le maillochage. Sur cette étape, seules les géométries initiale et finale du lingot présentent une symétrie de révolution. L'utilisation du modèle axisymétrique (Figure 8c) est néanmoins possible avec :

- la géométrie de la paraison après maillochage déterminée par traitement d'image vidéo (Figure 8a),
- une modélisation sur cette étape de l'échange thermique entre la mailloche et la périphérie du lingot.

La vitesse de rotation du robot est de 35tr/mn. Le diamètre du bout de la paraison à la fin du maillochage est 76mm (Figure 10b). L'angle maximum de contact entre le lingot et la mailloche, dans le cas le plus défavorable, pour une réduction du diamètre de 100mm à 76mm, est de 80° (Figure 10a). Un point de la surface du lingot a donc un cycle de 0.3s d'échange avec la mailloche et de 1.41s d'échange avec l'air ambiant (Figure 11). Une première comparaison a été faite pour cette simulation avec échange thermique entre le verre et la mailloche, et une modélisation ne tenant compte que d'un échange avec l'air ambiant. L'évolution de température en surface de verre et dans l'épaisseur, obtenue pour les deux configurations, ne montre donc qu'une différence de 5°C (Figure 12). L'échange de chaleur dû au contact entre la mailloche et le lingot reste très faible comparé à l'échange entre l'air et le lingot (en effet, sur les 6s de maillochage, 20% du temps le verre est en contact avec la mailloche, 80% du temps avec l'air). Pour cette phase, l'échange thermique avec l'air ambiant donne une bonne représentativité de l'échange thermique réel et sera donc utilisé pour la simulation Eléments Finis du maillochage.

Tableau 3 : Paramètres matériaux du verre de la Cristallerie Rogaska.

Material properties of the Rogaska glass.

Paramètres matériaux	**Symboles**	**Valeurs**
Masse volumique (kg/m^3)	ρ_v	2494
Chaleur spécifique ($J.kg^{-1}.°C^{-1}$)	$C_v(T)$	$\frac{2.9353\cdot10^{-3}\cdot T^2+4.0209\cdot T+699.05}{(0.00146\cdot T+1)^2}$
Conductivité ($W.m^{-1}.°C^{-1}$)	$k_v(T)$ T<600°C	T: 0, 300, 600 ; $k_v(T)$: 1.01, 1.45, 1.94
	$k_v^*(T)$ T>600°C	T: 700, 900, 1100, 1300, 1400 ; $k_v^*(T)$: 4.53, 9.35, 20.7, 42.03, 65.04
Viscosité ($Pa.s^{-1}$)	$\eta(T)$	$Log(\eta) = -1.9458 + \frac{5407}{(T-174.5)}$
Convection / air ($W.m^{-2}.°C^{-1}$)	$h_a(T)$	0.22·T-64
Convection / moule ($W.m^{-2}.C^{-1}$)	$h_m(t_{v/m})$	Valeurs expérimentales données par Cesar De Sa (Figure 9)

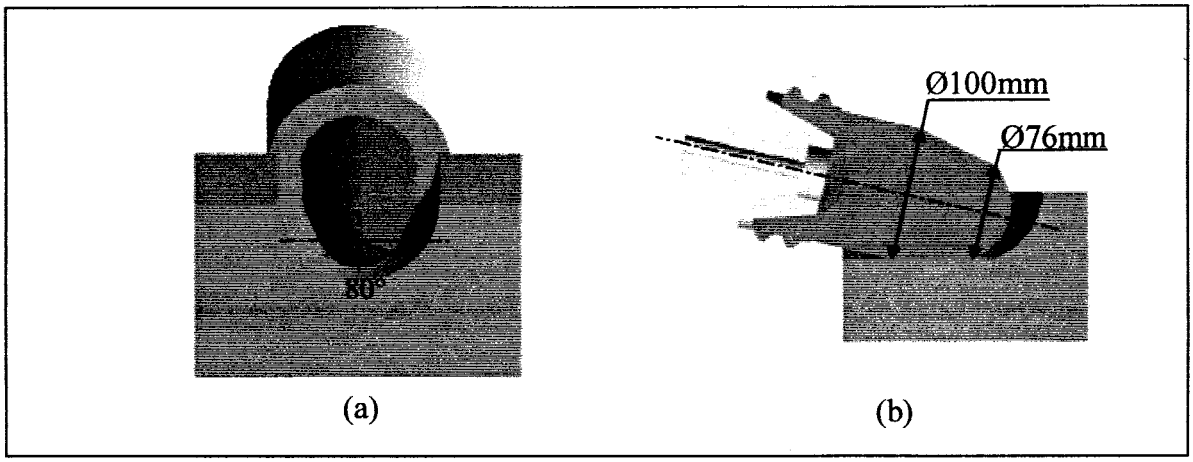


Figure 10 : Contact entre la mailloche et le lingot ; (a) – angle de contact, (b) – diamètres finaux de la paraison après maillochage.

Contact between the shaping mould and the ingot; (a) – contact angle, (b) – final diameters of the parison after shaping.

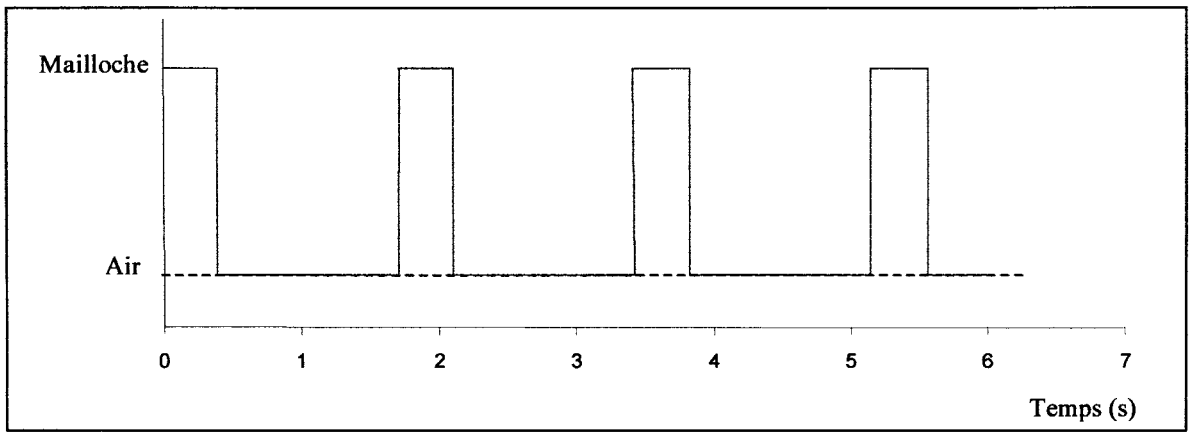


Figure 11 : Cycles de transfert de chaleur entre le lingot et la mailloche au cours du maillochage (étape 3).

Cycles of heat transfer between the ingot and the shaping mould during the shaping (step 3).

Après le maillochage, la paraison est transportée, avec la pince en rotation, pour l'étape de soufflage à l'air libre : étape n° 4 (Figure 7, Tableau 1). La paraison étant maintenue à l'horizontale, le poids n'est pas intégré au calcul. Par contre, une pression de soufflage est exercée sur la surface intérieure de la paraison. Pendant cette étape et toutes celles qui vont suivre jusque l'entrée dans le moule, la surface extérieure de la paraison est en échange thermique avec l'air ambiant.

Pour la cinquième étape du procédé (Figure 7, Tableau 1), la pression de soufflage est arrêtée. Le poids ne peut plus être négligé. L'inclinaison du bras est de 38° par rapport à l'horizontale. Le

robot continuant à tourner, il est possible de déterminer l'action du poids dans l'axe de la paraison par :

$$\|P_y\| = m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \qquad \text{Eq. 3}$$

où m est la masse de verre, g la gravité et α l'angle d'inclinaison du bras du robot par rapport à l'horizontale.

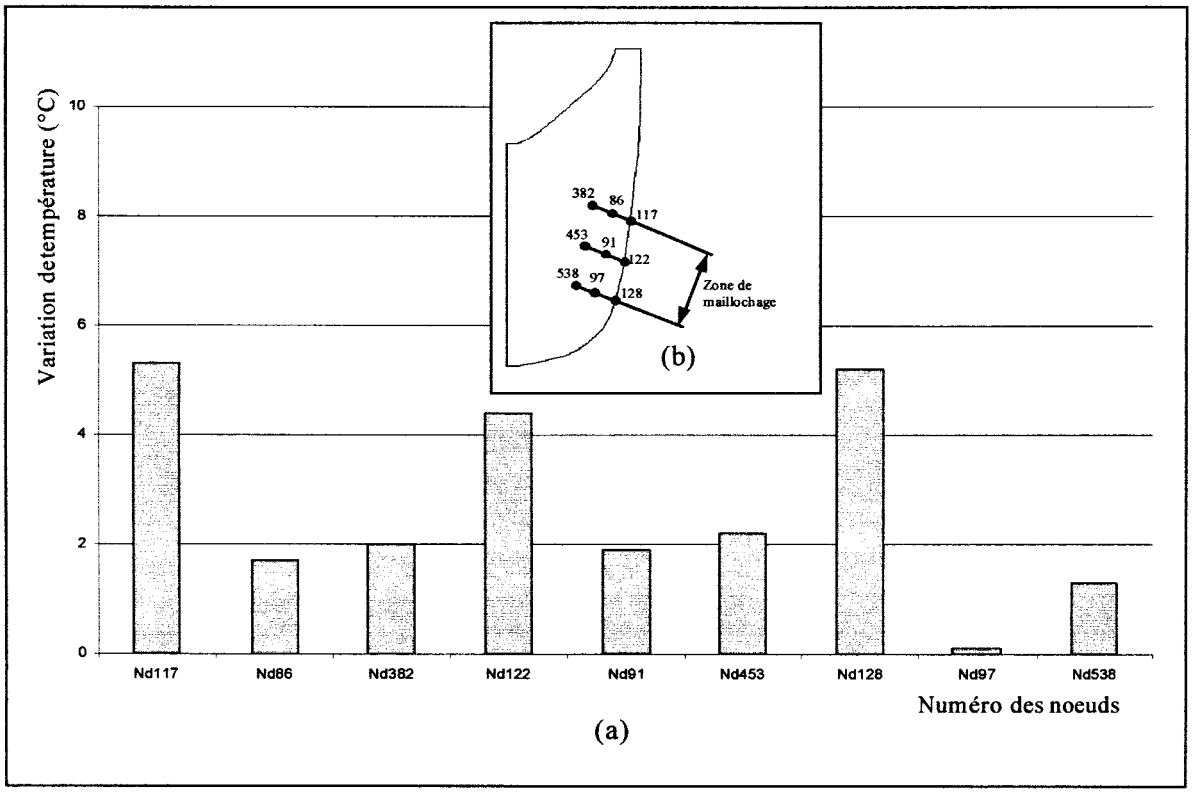


Figure 12 : Différence de température en 9 nœuds entre une simulation avec échange de chaleur verre/air-mailloche et échange de chaleur verre/air ; (a) – résultats, (b) - position des nœuds.

Difference in temperature for 9 nodes between a simulation with heat transfer glass/air - shaping mould and with heat transfer glass/air ; (a) – results, (b) – nodes position.

Pour la modélisation de l'étape n°6, l'étape de fluage vertical (Figure 7, Tableau 1), les conditions limites ne changent pas, exceptée l'action du poids, puisque le bras du robot est en position verticale.

Après un dernier transfert qui amène la paraison dans le moule (descente du bras du robot d'une distance d de 0.1m), la dernière simulation concerne le soufflage final des étapes n°7 et n°8 (Figure 7, Tableau 1). Pour ces simulations, en plus de l'action du poids, vient s'ajouter l'action de la pression exercée sur la surface interne de la paraison. Par contre, le verre étant enfermé

dans le moule, il n'y a plus d'échange thermique avec l'air ambiant. Lors de la mise en contact du verre avec le moule, le coefficient de transfert de chaleur à l'interface verre/moule (Figure 9) sera utilisé pour calculer la quantité de chaleur échangée entre ces deux corps. L'ensemble des étapes du procédé et les paramètres de modélisation sont récapitulés dans le Tableau 4. Les paramètres en caractère gras sont les paramètres procédés qui sont spécifiques au produit à former et qui seront les seuls à pouvoir varier d'un produit à l'autre.

Tableau 4 : Récapitulatif des étapes simulées du procédé de formage robotisé.

Summary of the simulated steps of the robotised making process.

Etape de formage	**Simulation Eléments Finis**	**Type de simulation**	**Paramètres et données**
1 - Prise du lingot.	Pas de modélisation		
2 - Réchauffage dans le four.	Pas de modélisation		
3 - Maillochage.	Transport 1	Thermique	$\mathbf{T_{init}=967°C}$; $t_{t1}=8.03s$; $T_{air}=25°C$
	Maillochage	Thermique	$T_{air}=25°C$; $\mathbf{t_m=6s}$
4 - Soufflage à l'air libre.	Transport 2	Thermique	$T_{air}=25°C$; $t_{t2}=3.3s$
	Soufflage 1	Thermo-mécanique	$T_{air}=25°C$; $\mathbf{t_{s1}=3s}$; $\mathbf{P_{s1}=0.07bars}$
5 - Fluage incliné.	Transport 3	Thermique	$T_{air}=25°C$; $t_{t3}=4.6s$
	Fluage 1	Thermo-mécanique	$T_{air}=25°C$; $\mathbf{\alpha_1=38°}$; $g(\alpha_1)=6.039m.s^{-2}$; $\mathbf{t_{f1}=6s}$
6 - Fluage vertical.	Transport 4	Thermo-mécanique	$T_{air}=25°C$; $\alpha_2=64°$; $g(\alpha_2)=8.81m.s^{-2}$; $t_{t4}=7.5s$
	Fluage 2	Thermo-mécanique	$T_{air}=25°C$; $\alpha_3=90°$; $g(\alpha_3)=9.81m.s^{-2}$; $\mathbf{t_{f2}=3s}$
7 - Premier soufflage final.	Descente du bras du robot.	Thermo-mécanique	$T_{air}=25°C$; $g(\alpha_3)=9.81m.s^{-2}$; $t_{rm}=1s$; $d=0.1m$;
	Soufflage 2	Thermo-mécanique	$g(\alpha_3)=9.81m.s^{-2}$; $\mathbf{t_{s2}=2s}$; $\mathbf{P_{s2}=0.02bars}$
8 - Deuxième soufflage final.	Soufflage 3	Thermo-mécanique	$g(\alpha_3)=9.81m.s^{-2}$; $t_{s3}=40$; $\mathbf{P_{s3}=0.07bars}$
9 - Refroidissement.	Pas de modélisation		

2.3. Analyse de sensibilité.

La modélisation du procédé de formage du vase cylindrique droit implique 4 paramètres matériaux pour le moule (Tableau 2), 6 pour le verre (Tableau 3). Parmi l'ensemble des paramètres du procédé de formage, ne sont retenus que les paramètres spécifiques au produit (en caractère gras dans le Tableau 4). Dans le but d'étudier l'influence de ces N^s=20 paramètres p^s_i sur la distribution finale de verre dans le vase cylindrique droit (Figure 3), une première modélisation du procédé de formage est réalisée avec un jeu p_0 de paramètres de référence. Cette étude permettra en premier lieu de savoir quels sont les paramètres matériaux sur lesquels il est important d'apporter un maximum de précision, puis de savoir quels sont les paramètres du procédé de formage les plus importants pour pouvoir optimiser et guider le procédé de formage de manière efficace. La distribution de verre obtenue en un point m du vase, par la simulation avec le jeu de paramètres p^s_0 de référence, est désignée par $\hat{f}^s_m(p^s_0)$. Au total M points sont utilisés. Pour l'analyse de sensibilité, chacun des paramètres p^s_i est perturbé d'une quantité Δp^s_i. Pour chaque variation de p^s_i, les autres paramètres restent inchangés, la réponse $f^{*s}_m(p^s_0 + \Delta p^s_i)$ est calculée en chaque point m de comparaison. Les N^s écarts Δf^{*s}_i entre $\hat{f}^s_m(p^s_0)$ et $f^{*s}_m(p^s_0 + \Delta p^s_i)$ sont calculés par :

$$\Delta f^{*s}_i = \sum_{m=1}^{M} \left| \hat{f}^s_m(p^s_0) - f^{*s}_m(p^s_0 + \Delta p_i) \right| \quad i=1 \text{ à } N^s. \qquad \text{Eq. 4}$$

La sensibilité est liée à la dimension des valeurs utilisées. Pour homogénéiser l'analyse de sensibilité et réduire l'influence plus importante des valeurs à grandes dimensions, N^s fonctions normalisées n^s_i sont définies par :

$$n^s_i = \left| \frac{\Delta f^{*s}_i}{\sum_{m=1}^{M} \hat{f}^s_m(p^s_0)} \cdot \frac{p_i}{\Delta p_i} \right| \quad i=1 \text{ à } N^s \qquad \text{Eq. 5}$$

qui géométriquement représentent des aires. La classification des paramètres en terme d'influence globale sur le résultat du formage, est donnée par le rapport A^s_i entre chaque aire n^s_i et la plus grande des N^s aires :

$$A_i^s = \left| \frac{n_i^s}{\max_{i=1}^{N_s}\left(n_i^s\right)} \right| \qquad i=1 \text{ à } N^s. \qquad \text{Eq. 6}$$

Dans notre cas, la comparaison finale se fait sur la mesure de l'épaisseur en M=9 positions pour le vase cylindrique droit (Figure 13). Une variation de ± 10% a été faite pour l'ensemble des paramètres, sauf pour la température initiale, qui n'a subi qu'une variation de ± 0.75%. Au delà, la variation entraîne un trop important changement de la viscosité selon la loi logarithmique V.F.T. (Eq. A8) et donc rend impossible le travail du verre.

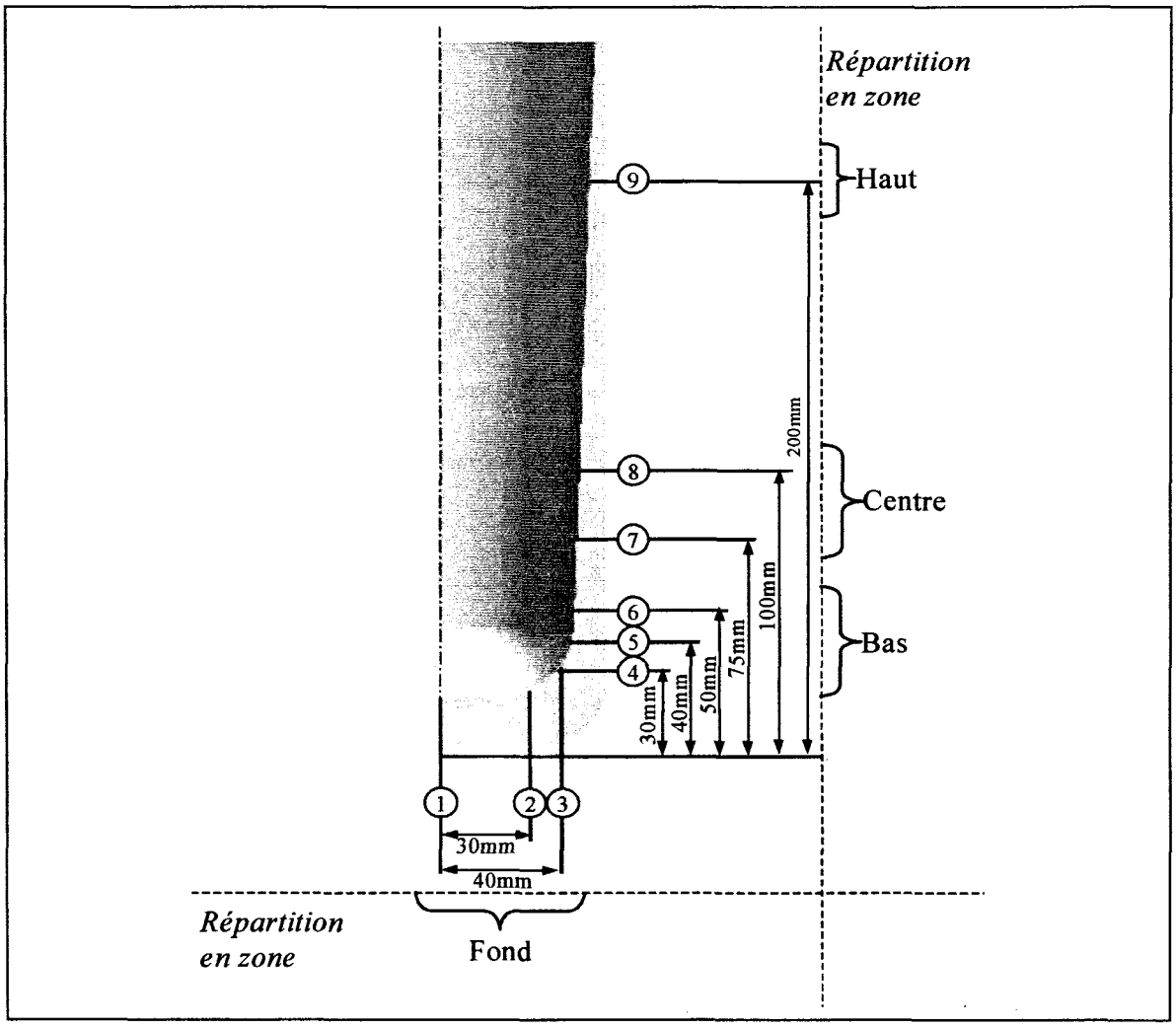


Figure 13 : Positionnement des mesures d'épaisseur du vase cylindrique droit, pour l'étude de sensibilité et répartition des épaisseurs en 4 zones pour l'étude de l'influence localisée.

Positioning of measurements of the linear cylindrical vase thickness, for the sensitivity analysis and thickness distribution in 4 parts for the analysis of localised sensitivity.

Sur l'ensemble de l'épaisseur du vase, il apparaît très nettement que les paramètres matériaux ont une influence plus prépondérante (Figure 14) que l'ensemble des paramètres procédés :

- pour l'ensemble des paramètres matériaux, la moyenne d'influence est de 0.25.
- pour l'ensemble des paramètres procédés, la moyenne d'influence est de 0.13.

La masse volumique, la convection à l'air ambiant et la chaleur spécifique sont les trois paramètres matériaux les plus influents. Ils doivent donc être déterminés avec un maximum de précision.

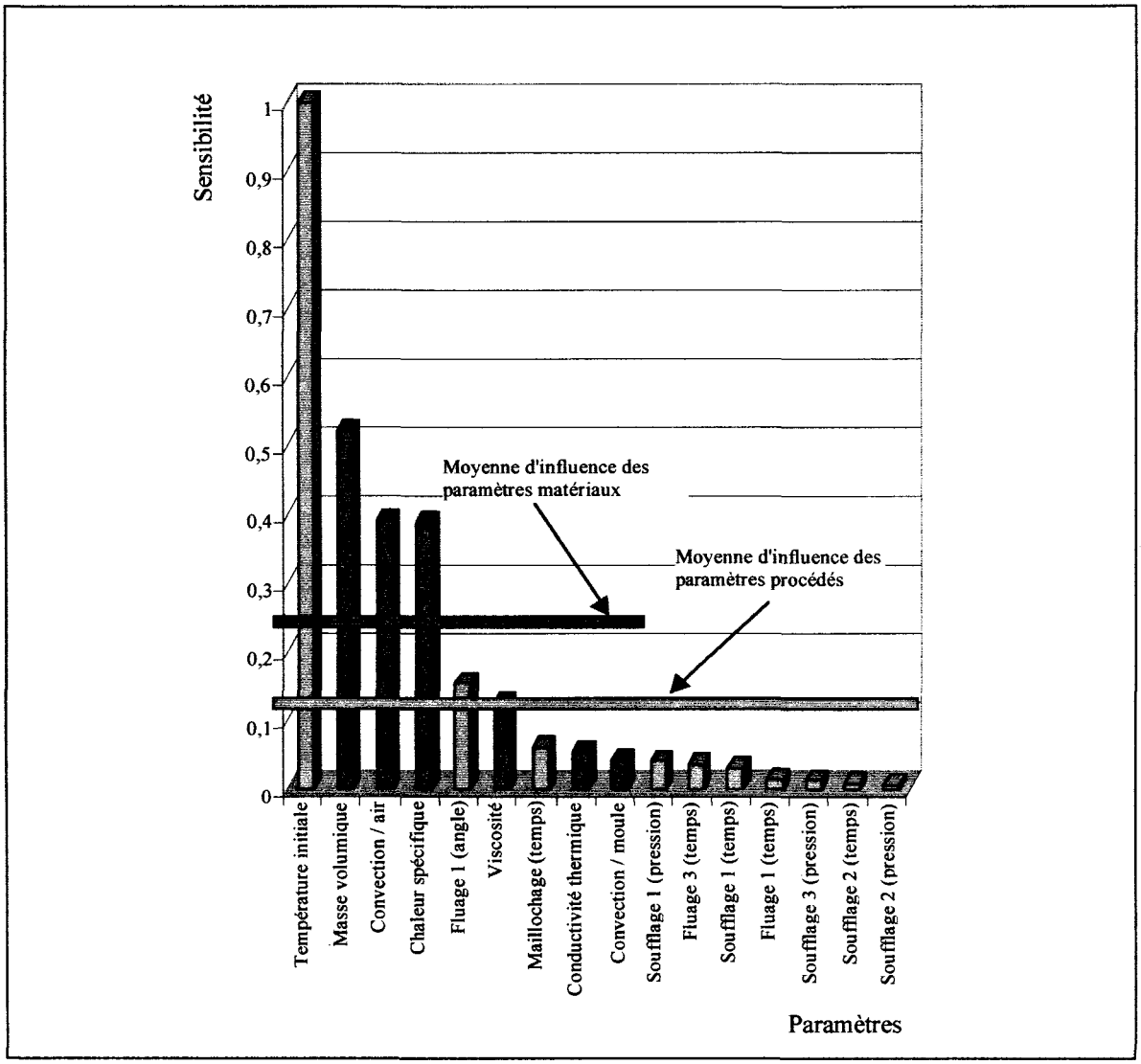


Figure 14 : Résultats de l'étude de sensibilité des paramètres procédés et des paramètres matériaux.

Results of the sensitivity analysis of process parameters and material properties.

La masse volumique est estimée par mesure d'échantillons de verre. La variation à la moyenne de ces mesures, récapitulées dans le Tableau A2 de l'annexe A, est inférieure à 0.2%. Cette

précision est très faible comparée à la variation de 10% imposée pour la sensibilité. La masse volumique utilisée, pour la modélisation, est donc fixée à : 2494 $kg.m^{-3}$.

Le coefficient de convection à l'air ambiant est le deuxième paramètre matériau dans leur ordre croissant d'influence. Son évolution, proposée par Cesar De Sa, est donnée pour un verre différent du verre de la Cristallerie Rogaska. Nous avons donc développé un test de caractérisation et une procédure d'identification, pour déterminer avec un maximum de précision ce paramètre.

La chaleur spécifique, la viscosité et la conductivité thermique dépendent de la composition du verre. Une variation réelle de ces paramètres est donc essentiellement due à une variation de composition. Pour chacun de ces paramètres matériaux, il est donc intéressant de contrôler l'influence d'une modification de la composition, sur le modèle proposé par les différents auteurs, plutôt qu'une variation de leur valeur. Une erreur réaliste, estimée à 5%, a donc été introduite sur le pourcentage de SIO_2, avec une répercussion équitable sur les autres pourcentages, dans la composition du verre de la Cristallerie Rogaska.

Sharp a développé une loi de dépendance de la chaleur spécifique vis à vis de la température [SHA 51] (Annexe A). Avec le verre de la Cristallerie Rogaska, la relation est :

$$C_v(T) = \frac{2.9353 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 + 4.0209 \cdot T + 699.05}{(0.00146 \cdot T + 1)^2} \qquad \text{Eq. 7}$$

où $C_v(T)$ est la chaleur spécifique du verre de la Cristallerie Rogaska et T la température.

La variation de composition donne une modification moyenne de la chaleur spécifique entre 600°C et 1400°C de 0.677%. Industriellement, le verre est fondu avec une précision sur les pourcentages d'éléments inférieure à 5%. L'estimation de la chaleur spécifique $C_v(T)$, faite avec la loi donnée par Sharp (Eq. 7), est donc retenue pour les différentes modélisations où le verre de la Cristallerie Rogaska sera utilisé.

Sholze [SCH 91] propose de déterminer les couples (T_η, η), en fonction de la composition, par la relation Eq. A7. Dans ce cas, la même modification de 5% de SIO_2 entraîne un changement de viscosité moyen de 3.53% pour des températures allant de 600°C à 1400°C avec un pic de variation de 5.6% à 1000°C. La viscosité est donc plus sensible à une erreur sur la composition. De plus, la température initiale du formage se situe entre 950°C et 1000°C. Il est donc nécessaire de faire une estimation suffisamment précise de la viscosité. Un test de caractérisation de la viscosité en situation industrielle et les procédures d'identification par méthode inverse ont donc été développés.

La conductivité réelle est également calculable à partir de la composition, par la relation Eq. A3 proposée par Primenko, et la conductivité effective est calculée à partir de la chaleur spécifique, la diffusivité et la masse volumique par la relation Eq. A4. Là encore, l'introduction sur la composition d'une erreur de 5% de SIO_2 n'entraîne qu'une faible variation moyenne de la conductivité, égale à 0.735%. La composition étant un paramètre parfaitement maîtrisé industriellement et l'influence de la conductivité étant très faible (0.04 point), l'évolution de conductivité calculée à partir des relations Eq. A3 et Eq. A4 sera utilisée pour les modélisations faites avec le verre de la Cristallerie Rogaska.

Le coefficient d'échange thermique par contact verre/moule (Figure 9) a une influence faible de 0.025 point sur la distribution de verre (Figure 14). L'évolution de ce coefficient en fonction du temps de contact, proposée par Cesar De Sa [CES 86], est donc retenue pour les différentes modélisations où le verre de la Cristallerie Rogaska sera utilisé.

Pour les paramètres procédés, ne sont retenus que les paramètres les plus significatifs dont l'influence est supérieure à 0.02 point et qui sont :

- la température initiale après réchauffage T_{init},
- l'angle d'inclinaison du bras du robot pour le fluage incliné α_1,
- le temps de maillochage t_m,
- la pression de soufflage à l'air libre P_{s1},
- le temps de fluage vertical t_{f2},
- le temps de soufflage à l'air libre t_{s1}.

Les quatre derniers paramètres procédés garderont leurs valeurs de référence pour le reste de l'étude et pour l'optimisation du procédé de formage qui suivra.

Pour les six paramètres les plus significatifs, une étude plus approfondie est menée sur l'influence de leur variation sur quatre zones du vase dans le but de savoir si certains paramètres n'ont pas une même influence sur une même zone. La distribution d'épaisseur du vase a été pour cela divisée en quatre secteurs : fond de vase, bas, centre et haut de la paroi (Figure 13). L'analyse de sensibilité a donc été menée pour les 6 paramètres procédés prépondérants sur chaque zone :

- avec M_{fond}=3 points de comparaison pour le fond du vase,
- avec M_{bas}=3 points de comparaison pour le bas du vase,
- avec M_{centre}=2 points de comparaison pour le centre du vase,
- avec M_{haut}=1 point de comparaison pour le haut du vase.

Le Tableau 5 récapitule ces influences localisées pour ces 6 paramètres classés par ordre croissant de leur influence sur la distribution de verre dans le vase en terme d'influence globale (le rapport A^s_i). Les paramètres sont notés de 1 à 6 suivant leur influence sur chaque zone étudiée (1 pour le paramètre avec la plus faible influence, 6 pour le paramètre avec la plus forte influence). En regardant la zone où chaque paramètre présente la plus forte influence, il est possible de les trier en écartant les paramètres ayant la même zone d'influence prépondérante.
Il apparaît que le temps de soufflage à l'air libre agit sur les mêmes zones que la pression de soufflage à l'air libre, mais plus faiblement. De la même manière, le temps de fluage vertical agit, comme l'angle du fluage incliné, principalement sur le bas de paroi mais beaucoup plus faiblement. Etant inutile de chercher à optimiser deux paramètres ayant la même influence, l'optimisation se limitera aux quatre paramètres suivants :

- température initiale,
- angle d'inclinaison pour le fluage incliné,
- temps de maillochage,
- pression de soufflage à l'air libre.

Tableau 5 : Influences localisées des 6 paramètres les plus influents globalement.

Localised influences of the 6 more influent parameters overall.

Paramètres procédés	Influence globale (A^s_i)	Influence localisée				Zones de prépondérance
		Fond	Bas	Centre	Haut	
Température initiale	1	6	6	6	5	Fond - Bas - Centre
Fluage 1 (angle)	0.154	2	5	1	1	Bas
Maillochage (temps)	0.061	4	4	5	6	Haut
Soufflage 1 (pression)	0.04	5	2	4	4	Fond
Fluage 2 (temps)	0.035	1	3	2	2	Bas
Soufflage 1 (temps)	0.031	3	1	3	3	Fond - Haut

2.4. Conclusions.

Depuis une dizaine d'années, la robotique n'est plus seulement utilisée à des fins de manutention, mais pour le formage d'articles dans l'industrie verrière. Pour le formage d'un vase cylindrique droit, le procédé se compose de neuf étapes : prise du lingot, réchauffage dans le four

à gaz, maillochage, soufflage à l'air libre, fluage incliné, fluage vertical, deux soufflages finaux et refroidissement.

Pour la simulation Eléments Finis de ce procédé, nous avons choisi la mise en place de six des neuf étapes :

- maillochage,
- soufflage à l'air libre,
- fluage incliné,
- fluage vertical,
- premier soufflage final,
- second soufflage final.

La modélisation est faite avec des éléments axisymétriques et fait appel à une formulation, soit thermique si le bras du robot est dans une position horizontale et que sa rotation empêche l'écoulement du verre, soit thermomécanique si le verre peut s'écouler.

Une analyse de sensibilité, à partir du Modèle Eléments Finis du procédé de formage, a permis de mettre en évidence :

- l'importance de la précision à apporter à la connaissance des paramètres matériaux qui sont : le coefficient de convection entre le verre et l'air ambiant et la viscosité du verre,
- l'influence prépondérante, sur la distribution de verre dans le vase cylindrique droit, des paramètres suivants du procédé de formage : la température initiale, l'angle d'inclinaison pour le fluage incliné, le temps de maillochage et la pression de soufflage à l'air libre.

Nous avons donc développé deux tests de caractérisation basés sur une identification par méthode inverse pour le coefficient de convection entre le verre et l'air ambiant et pour la viscosité.

L'analyse de sensibilité nous a permis de choisir les paramètres de mise en forme qui seront optimisés lors de l'optimisation du procédé de formage du vase cylindrique droit.

Two tests are developed to identify the heat transfer coefficient with the ambient air and the glass viscosity. These tests are carried out on the factory site. The identification uses the inverse method and a thermal Finite Differences model for the first test, and a thermomechanical Finite Elements Model for the second.

3. Identification des paramètres rhéologiques du verre de la Cristallerie Rogaska.

Suite à l'analyse de sensibilité (§ 2.3), deux tests de caractérisation sont à développer de manière à identifier le coefficient de convection avec l'air ambiant et la viscosité du verre, ces deux paramètres étant fonction de la température. Ces essais utilisent les capacités cinématiques du robot et sont réalisés sur le site industriel (il s'agit ici de la Cristallerie Rogaska - Slovénie). L'identification par méthode inverse s'appuie sur un Modèle thermique Différences Finies pour le premier essai, sur un Modèle thermomécanique Eléments Finis pour le second.

3.1. Descriptif des deux tests de caractérisation.

Les deux tests sont effectués après les deux premières étapes du procédé de formage robotisé qui sont la prise du lingot de verre dans le cabot, puis le réchauffage dans le four (§ 2.2). Pour déterminer le coefficient de convection avec l'air ambiant, c'est l'évolution de température à la surface du lingot qui est à relever. Le robot amène donc le lingot de verre dans une position horizontale avec une rotation continue de son bras, qui empêche le verre de s'écouler (Figure 15). La procédure expérimentale peut donc se récapituler en une phase de transfert entre le four et la position de mesure, suivie d'une phase de refroidissement sans déformation du lingot.
Pour faire les mesures de température, un pyromètre TXG5 (AS Technologie) est utilisé. Ce pyromètre a une longueur d'ondes de 5µm qui fournira de la sorte la mesure de la température en surface du verre. Le pyromètre est relié à une centrale d'acquisition (A.O.I.P. SA 70) d'une fréquence d'acquisition de 0.14s ; 7 relevés seront ainsi effectués chaque seconde (Figure 15). Le

relevé pour chaque essai dure 6mn30s, de façon à couvrir la plage de température [500°C, 850°C]. Avec une vitesse de rotation du bras de 40 tr/mn, un même point de la périphérie du lingot a un cycle d'apparition devant le pyromètre de 1.5s pour un cycle de mesure de 3s sur un tour. La courbe de la Figure 16, qui présente un exemple d'acquisition faite pour un essai, donne le refroidissement du lingot en surface sur la durée de l'essai. De cette courbe est extraite une évolution moyenne de la température en surface qui représentera l'objectif de l'identification.

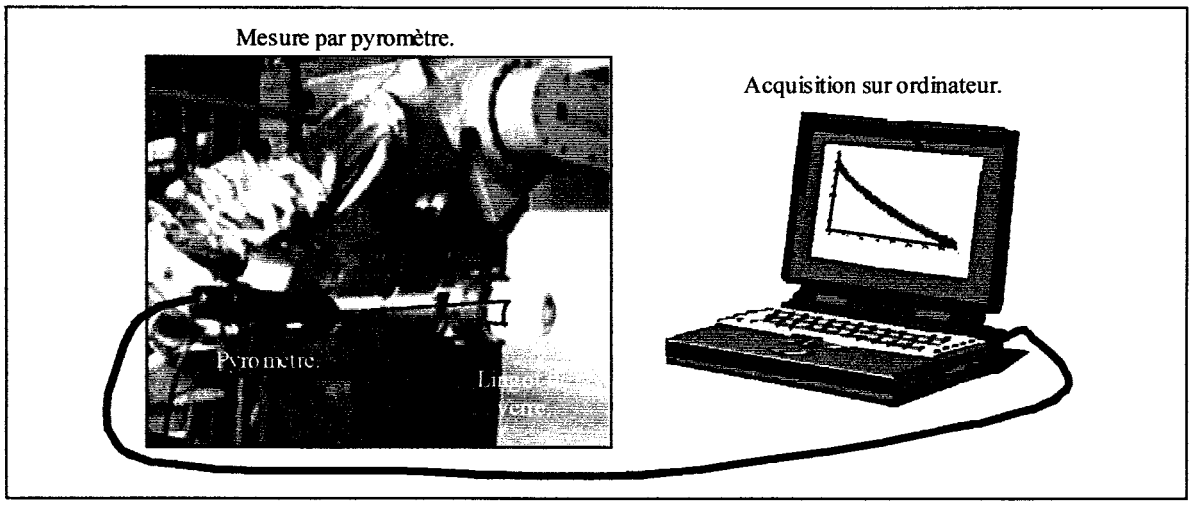


Figure 15 : Principe et méthode de mesure pour le test de caractérisation du coefficient de convection.

Principle and method of measurement for the characterisation test of the convection coefficient.

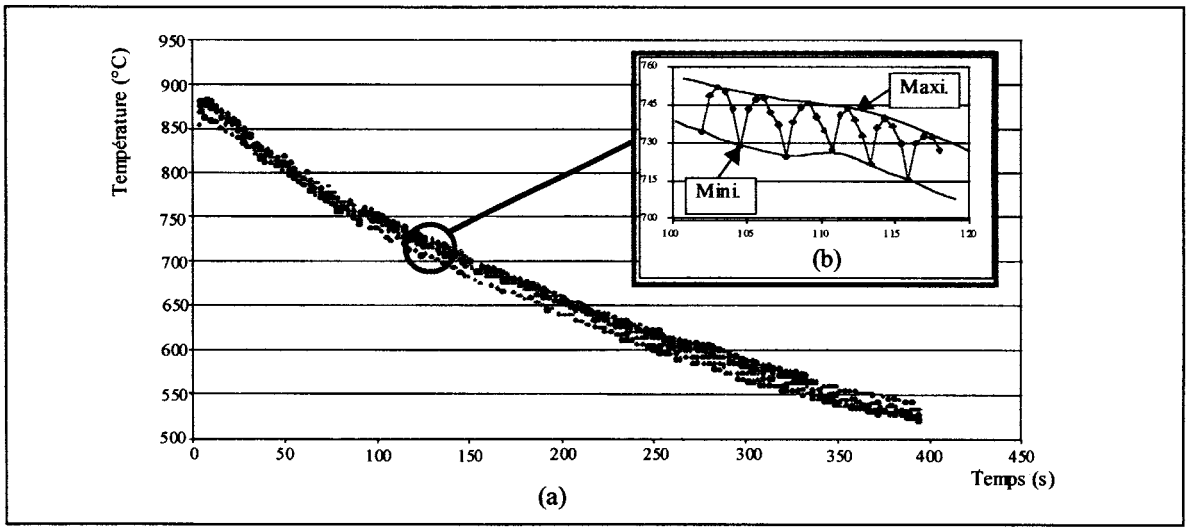


Figure 16 : Relevé de la température en surface d'un lingot ; (a) – Relevé complet, (b) – cycles d'apparition devant le pyromètre (zone 100s-120s).

Acquisition of the surface temperature for a ingot ; (a) - complete acquisition, (b) – appearance cycle in front of the pyrometer (part 100s-120s).

Pour l'identification de la viscosité, après le réchauffage, le lingot de verre est amené dans une position verticale où il va pouvoir s'allonger sous l'action de son propre poids. Dans ce cas, la procédure expérimentale se résume à une phase de transfert, entre le four et la position de fluage, suivie d'une phase d'allongement du lingot sans rotation du bras du robot. Pour les mesures d'allongement, une caméra vidéo est placée face au lingot lors du fluage vertical (Figure 17). Les enregistrements vidéo sont numérisés de manière à pouvoir en extraire :

- la forme du lingot avant fluage,
- l'allongement du point le plus bas du lingot.

La première information sert à définir la géométrie initiale du lingot pour la Modélisation Eléments Finis. La seconde information fournit l'évolution de l'allongement du bas du lingot au cours de l'essai, objectif de l'identification.

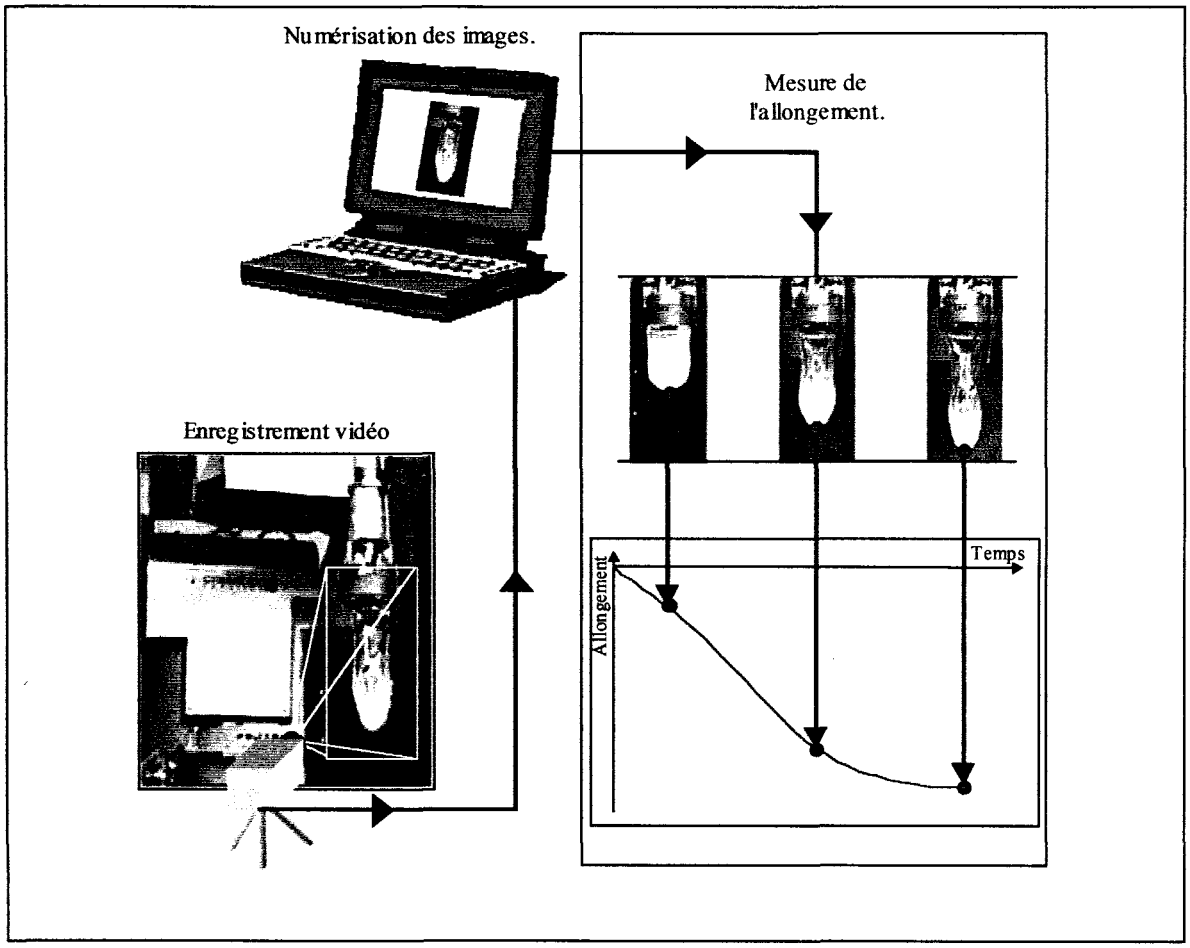


Figure 17 : Principe et méthode de mesure pour le test de caractérisation de la viscosité.

Principle and method of measurement for the characterisation test of the glass viscosity.

3.2. Identification du coefficient de convection.

Pour disposer de plusieurs températures initiales du lingot en sortie de four, les différents essais ont été réalisés pour des temps de réchauffage variant de 4s à 10s. L'évolution thermique en surface du lingot, relevée après le transfert entre le four et la position d'acquisition, est similaire pour les différents essais (Figure 18).

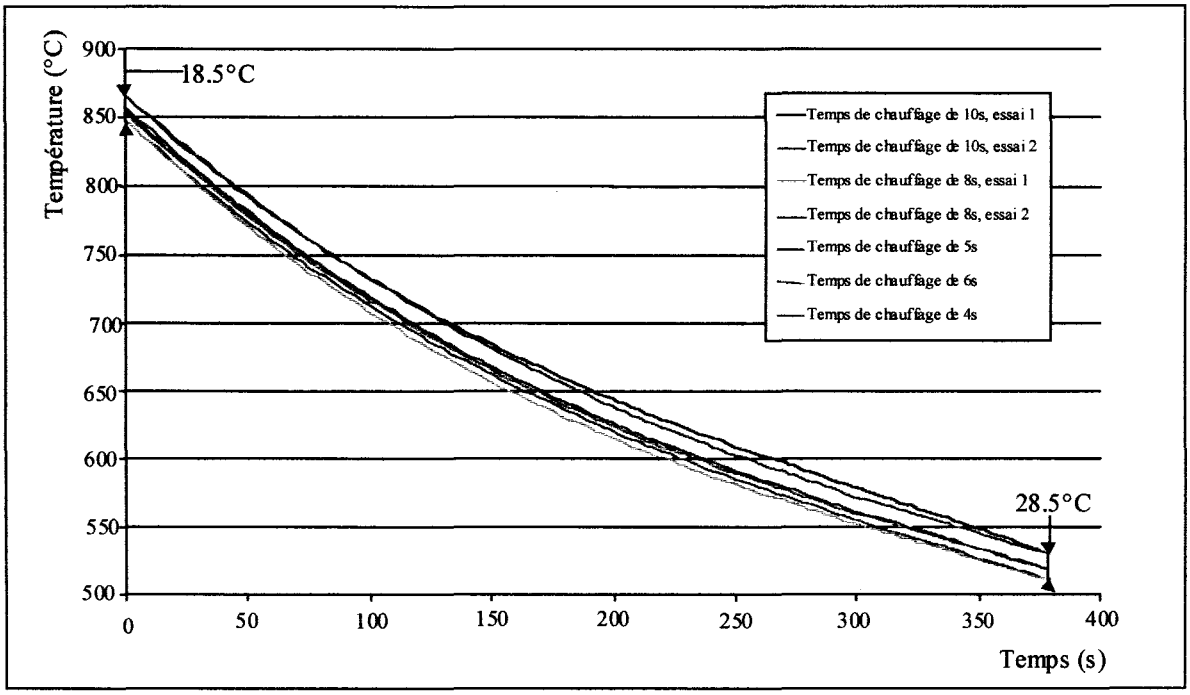


Figure 18 : Evolutions de températures relevées pour les différents essais.

Evolutions of the read temperatures for the trials.

Pour chaque temps de chauffage, une seule acquisition est faite par lingot, sauf pour 8s et 10s de chauffage, où deux essais ont été réalisés. Pour réaliser l'identification, le refroidissement est simulé par un modèle thermique instationnaire 1D axisymétrique utilisant la Méthode des Différences Finies en formulation explicite (Annexe B). Les différents paramètres matériaux pour cette modélisation ont été recensés précédemment pour la simulation du procédé de formage du vase cylindrique droit (§ 2.2, Annexe A). Le lingot de verre a un diamètre de 0.07m. Le Modèle Différences Finies comprend onze nœuds répartis régulièrement selon un pas de ΔR=0.0035m suivant le rayon du lingot (Figure 19). Le temps total du refroidissement varie entre 396 et 400s. La simulation numérique débute par une phase de transfert du four vers la zone de relevé de températures et une période de 5s à 9s où la centrale commence l'acquisition. Pendant cette première phase, le lingot est en échange thermique avec l'air ambiant pendant une durée totale variant de 15s à 19s.

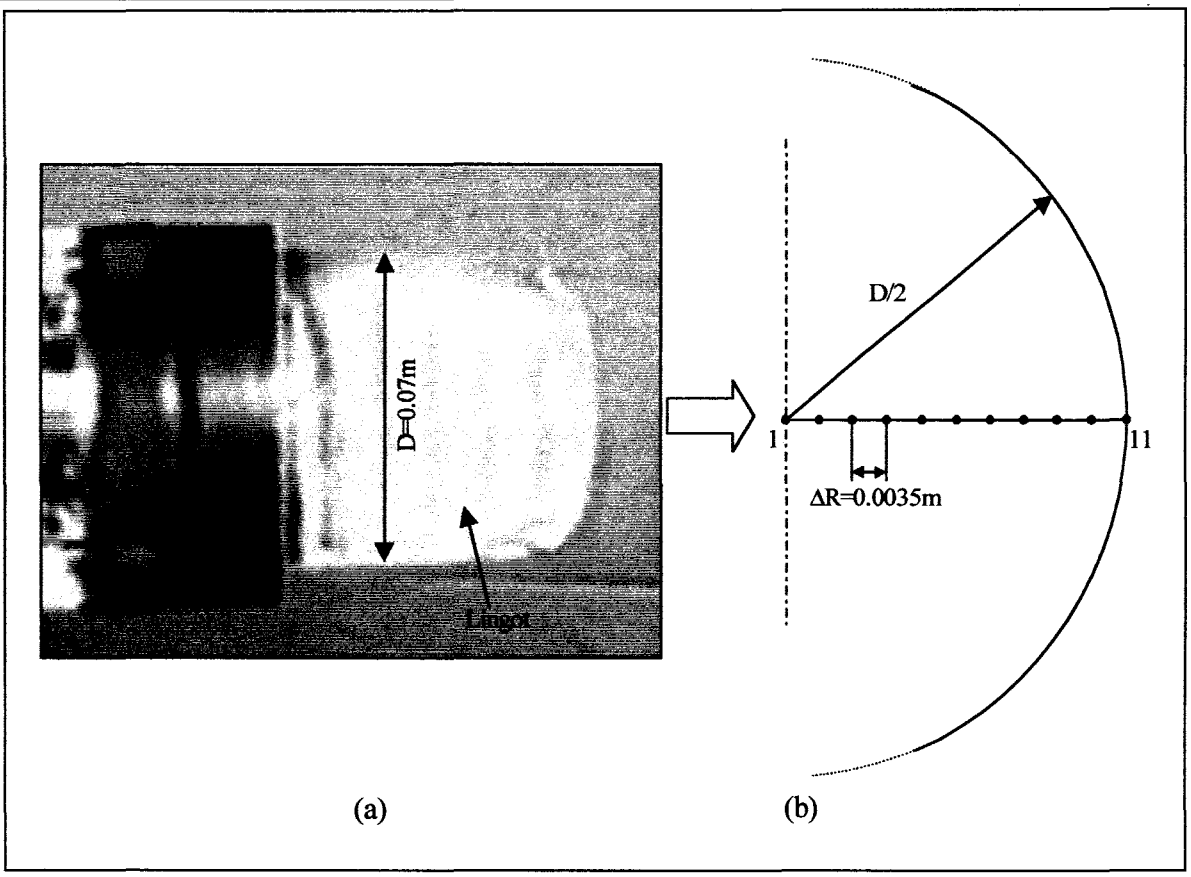


Figure 19 : Lingot de verre pour le test de caractérisation du coefficient de convection ; (a) – vue réelle, (b) – Modèle Différences Finies thermique axisymétrique.

Glass ingot for the characterisation test of the convection coefficient ; (a) – real view, (b) - axisymmetric thermal Finite Differences Model.

La température de l'air T_a est de 25°C. La condition de stabilité du modèle explicite (Annexe B) est :

$$\Delta t \leq \frac{\Delta R^2}{4 \cdot \alpha_v(T)} \qquad \text{Eq. 8}$$

avec Δt le temps de l'incrément de calcul et α_v (T) la diffusivité thermique du verre.

Se plaçant dans le cas le plus défavorable, avec une température initiale de 1000°C correspondant à la diffusivité la plus grande, la condition de stabilité est :

$$\Delta t_{1000°C} \leq 0.68s. \qquad \text{Eq. 9}$$

Le calcul thermique sera effectué avec un pas de temps constant de 0.5s, respectant la condition de stabilité (Eq. 9) et n'entraînant pas une augmentation importante du nombre d'incréments de calcul. Le but de l'identification est de déterminer trois paramètres :

- T_{init} : température initiale du lingot,
- a et b : paramètres décrivant le coefficient de convection $h_a(T)$ par une loi linéaire du type aT+b (Annexe A) et (Eq. 2).

L'identification de ces N=3 paramètres se fait par recalage entre le résultat de la Modélisation Différences Finies, et les températures relevées expérimentalement, après la phase de transfert.

Un descriptif complet de la méthode d'optimisation utilisée est donné en Annexe C. Elle a déjà été mise en œuvre de manière efficace pour :

- la recherche de la carte optimale des températures dans une feuille de verre avant pressage [MOR 98],
- l'optimisation d'une installation de trempe industrielle [LOC 99].

Les relevés sont exploitables sur 381s. Un relevé est fait toutes les 3s. Le nombre M de points de comparaison est donc de 128, ce qui respecte largement la condition d'utilisation de la méthode d'optimisation :

- nombre M de points de comparaison supérieur ou égal au nombre de paramètres N.

Le recalage est réalisé par minimisation de la fonction erreur $E(T_{init},a,b)$ définie par :

$$E(T_{init},a,b)=\frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M}\left(T_s^*(T_{init},a,b)-\hat{T}_s\right)^2 \qquad \text{Eq. 10}$$

avec $T_s^*(T_{init},a,b)$ la réponse de la simulation numérique pour le nœud de surface à l'instant t_s et $\hat{T}_s$ le relevé expérimental de la température de surface au même instant.

Les valeurs initiales choisies pour amorcer la méthode d'optimisation sont :

- température initiale T_{init}=1000°C,
- a=0.22W.m^{-2}.°C^{-2} et b=-64W.m^{-2}.°C^{-1}, valeur déduite de l'évolution du coefficient de convection $h_a(T)$ proposée par César de Sa [CES86], qui donne une variation dans la gamme de températures [500°C-1000 C] de 46W.m^{-2}.°C^{-1} à 156W.m^{-2}.°C^{-1}.

Pour cette identification, aucune contrainte n'est imposée sur les paramètres à identifier. Le coefficient de sensibilité S_p et le paramètre de Levenberg-Marquardt λ valent respectivement en début d'identification 0.01 et 0.1.

L'identification de T_{init}, a et b, pour chaque acquisition, a nécessité entre 4 et 5 itérations. Le Tableau 6 récapitule les résultats obtenus pour chaque identification.

L'écart moyen ΔE représentant l'erreur moyenne entre la réponse du modèle avec les paramètres identifiés et les relevés expérimentaux, objectif de l'identification, est calculé par :

$$\Delta E(T_{init}, a, b) = \sqrt{\left(\frac{2 \cdot E(T_{init}, a, b)}{M}\right)}. \qquad \text{Eq. 11}$$

L'écart moyen donne une meilleure représentativité de la qualité de l'identification que la fonction erreur, puisqu'il représente l'erreur d'identification moyenne en chaque point de comparaison alors que la fonction erreur est une norme globale de l'erreur en tous les points. Pour les différents essais, l'identification de chaque coefficient de convection donne un écart moyen inférieur ou égal à 2°C (Tableau 6), ce qui correspond à un défaut moyen de 0.4% par rapport à une température moyenne en fin de relevé de 518°C. L'évolution différente de chaque coefficient identifié est due aux modifications des conditions des mesures mais aussi à une température de lingot qui n'est pas parfaitement homogène. Cette variation croît avec l'augmentation de la température puisque l'effet de l'échange de chaleur par rayonnement est de plus en plus important.

Tableau 6 : Résultats de l'identification de a, b et T_{init} pour les différents essais.

Identification results of a, b, T_{init} for the trials.

Temps de chauffage	**4s**	**5s**	**6s**	**$8s_{essai\ 1}$**	**$8s_{essai\ 2}$**	**$10s_{essai\ 1}$**	**$10s_{essai\ 2}$**
a ($W.m^{-2}.°C^{-2}$)	0.128	0.135	0.142	0.151	0.141	0.112	0.112
b ($W.m^{-2}.°C^{-1}$)	-18.04	-23.40	-27.18	-30.70	-26.44	-13.06	-15.89
T_{init} (°C)	940	950	945	945	954	942	949
Erreur	196	167	220	248	210	231	268
Nombre d'itérations	5	4	4	4	4	4	4
Ecart moyen (°C)	1.76	1.62	1.86	1.98	1.82	1.91	2.05

Pour pouvoir utiliser le coefficient de convection quelle que soit la modélisation faite, un coefficient de convection moyen est déterminé à partir des résultats d'identification obtenus pour les 7 essais. L'évolution de ce coefficient de convection moyen (Figure 20) est décrit par une loi linéaire donnée par :

$$h_a(T) = 0.1328 \cdot T - 22.06 .$$ Eq. 12

Avec ce coefficient de convection moyen, une identification de la température initiale seule est réalisée pour tous les essais, en utilisant le Modèle Différences Finies. Les résultats de cette identification sont récapitulés dans le Tableau 7.

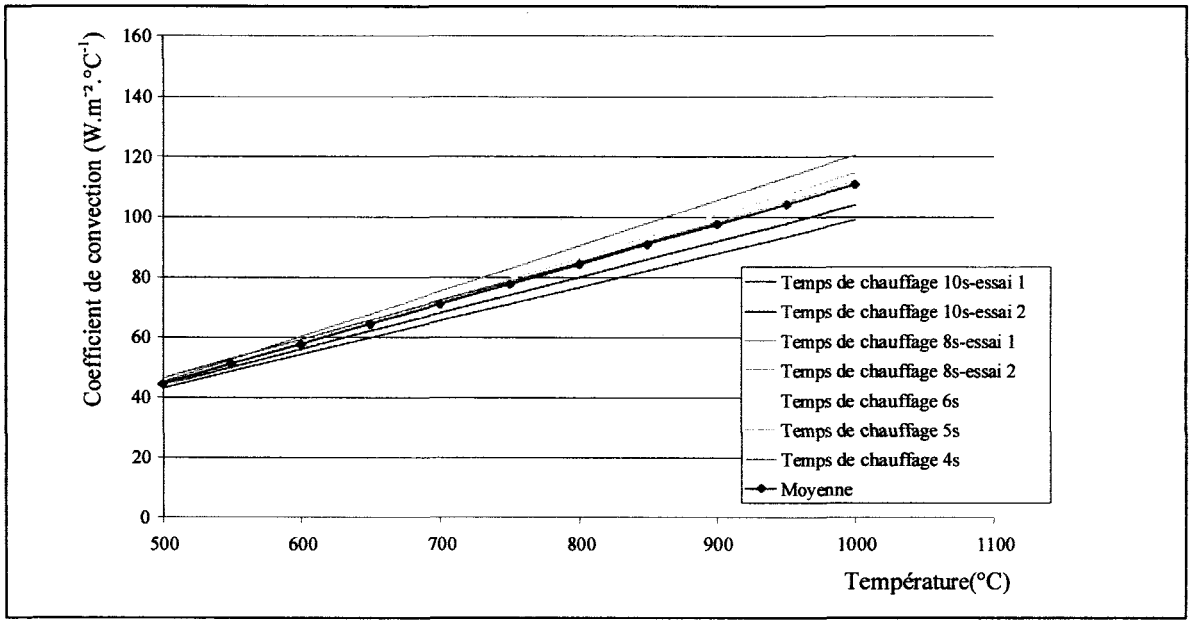


Figure 20 : Evolutions des coefficients de convection selon le modèle a.T+b identifiés pour chaque essai et du coefficient de convection moyen a_m.T+b_m (a_m=0.1328 W.m^{-2}.°C^{-2}, b_m=-22.06 W.m^{-2}.°C^{-1}).

Evolutions of identified convection coefficients according to the model a.T+b for the trials and of average convection coefficient a_m.T+b_m (a_m=0.1328 W.m^{-2}.°C^{-2}, b_m=-22.06 W.m^{-2}.°C^{-1}).

Tableau 7 : Identification de T_{init} avec le coefficient de convection moyen pour les différents essais.

T_{init} identification with the average convection coefficient.

Temps de chauffage	4s	5s	6s	$8s_{essai\ 1}$	$8s_{essai\ 2}$	$10s_{essai\ 1}$	$10s_{essai\ 2}$
T_{init} (°C)	936	946	943	929	949	964	960
Erreur	568	186	290	1150	255	2581	874
Ecart moyen (°C)	2.99	1.71	2.14	4.26	2	6.38	3.71

Le plus grand écart moyen, obtenu pour l'essai 1 à 10s de temps de chauffage, correspond à un défaut de 1.2% par rapport à la température en fin de refroidissement de 523°C de cet essai. En effet, les courbes de refroidissement de la température de surface, relevée et calculée, présentées

en exemple pour l'essai 1 à 10s de temps de chauffage sur la Figure 21, sont très proches. Les températures initiales identifiées, pour chaque essai, permettent donc de simuler précisément, en utilisant le coefficient de convection moyen, l'échange de chaleur entre le verre et l'air.

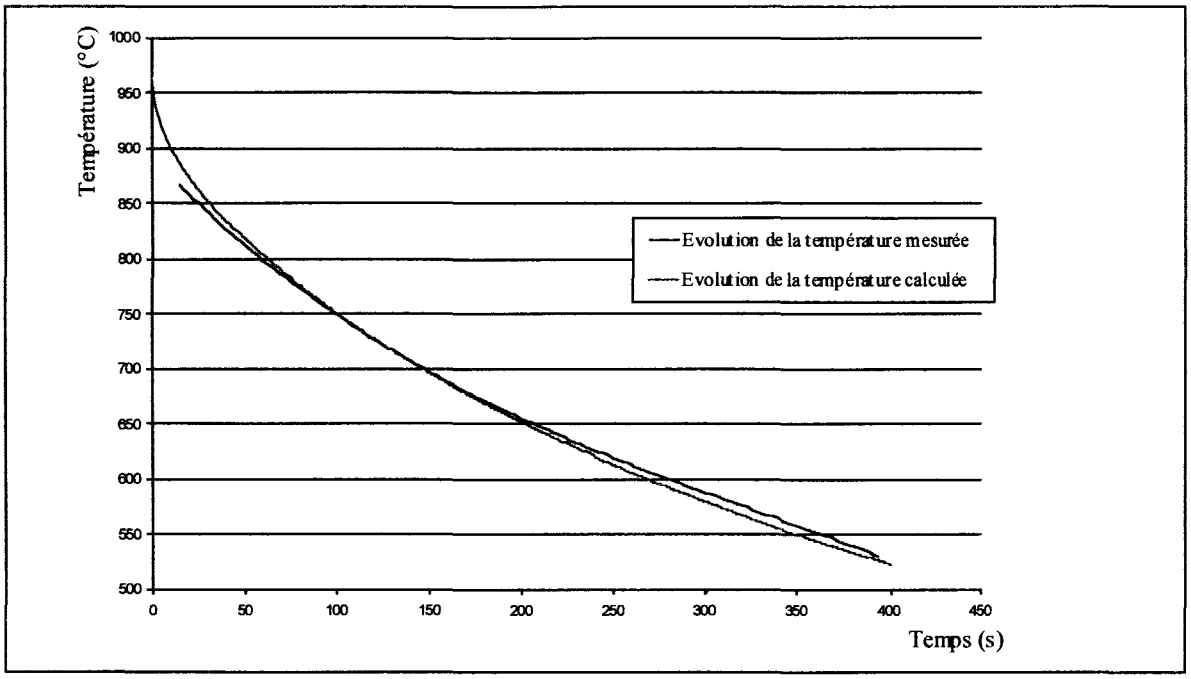


Figure 21 : Comparaison entre la température de surface mesurée et celle calculée par le Modèle Différences Finies; essai 1 à 10s de temps de chauffage.

Comparison between the measured surface temperature and the one calculated with the finite difference model ; trial 1 with 10s of heating time.

Les températures initiales et le coefficient de convection moyen identifiés vont par la suite être utilisés pour l'identification de la viscosité. En effet, pour cette identification, les températures de chauffage sont les mêmes (4, 5 et 6s).

Pour pouvoir déterminer la relation qui existe entre la température initiale et le temps de chauffage, l'essai à 5s de temps de chauffage et l'essai 1 à 8s de temps de chauffage sont écartés. Par rapport aux autres essais, en terme de refroidissement du lingot, leur évolution de température est similaire (Figure 18), mais leur positionnement en fonction du temps de chauffage les rend inutilisables. En effet, sur la Figure 22, le relevé de température pour 5s de temps de chauffage est supérieur au relevé pour 6s de temps de chauffage. De la même manière le relevé de température pour l'essai 1 à 8s de temps de chauffage est le plus faible.

L'identification des températures initiales permet de tracer son évolution en fonction du temps de chauffage. Il devient possible de connaître la température initiale quel que soit le temps de chauffage compris dans l'intervalle d'identification de 4s à 10s (Figure 23).

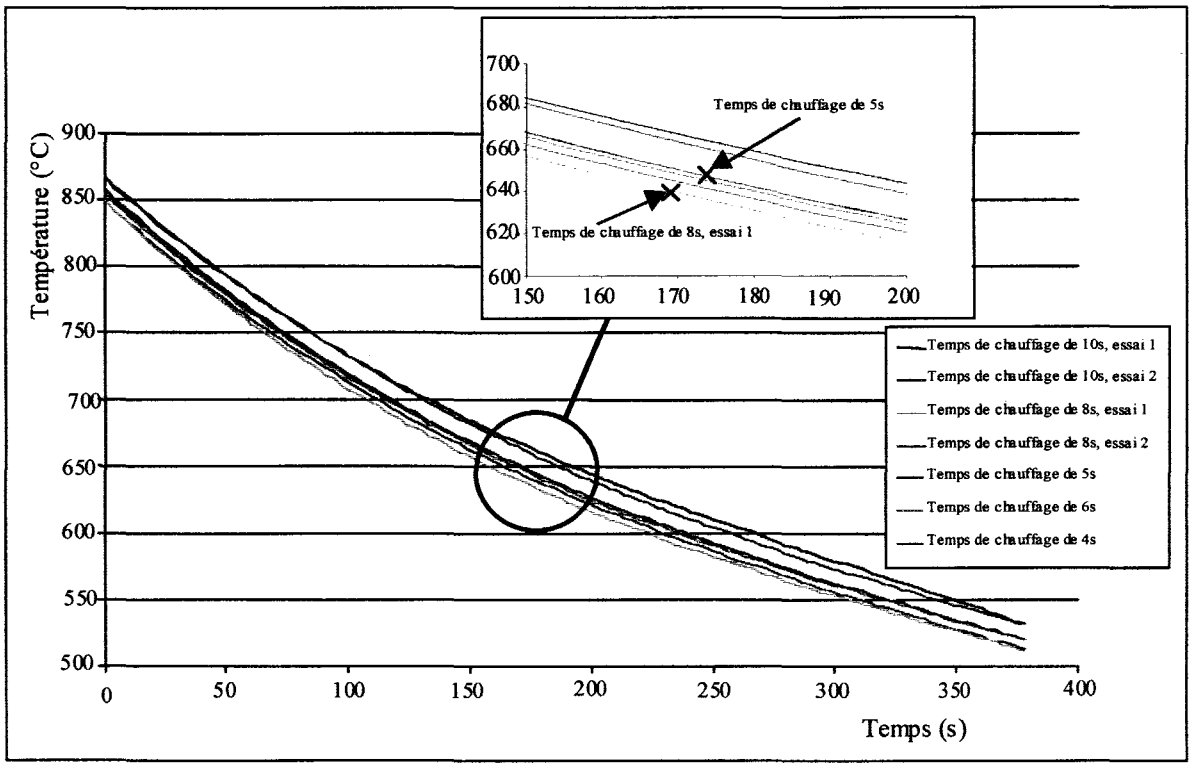


Figure 22 : Positionnement des relevés de température pour 5s et pour l'essai 1 à 8s de temps de chauffage par rapport à l'ensemble des relevés.

Curve positioning of temperature reading for 5s and for the trial 1 at 8s of heating time according to the reading set.

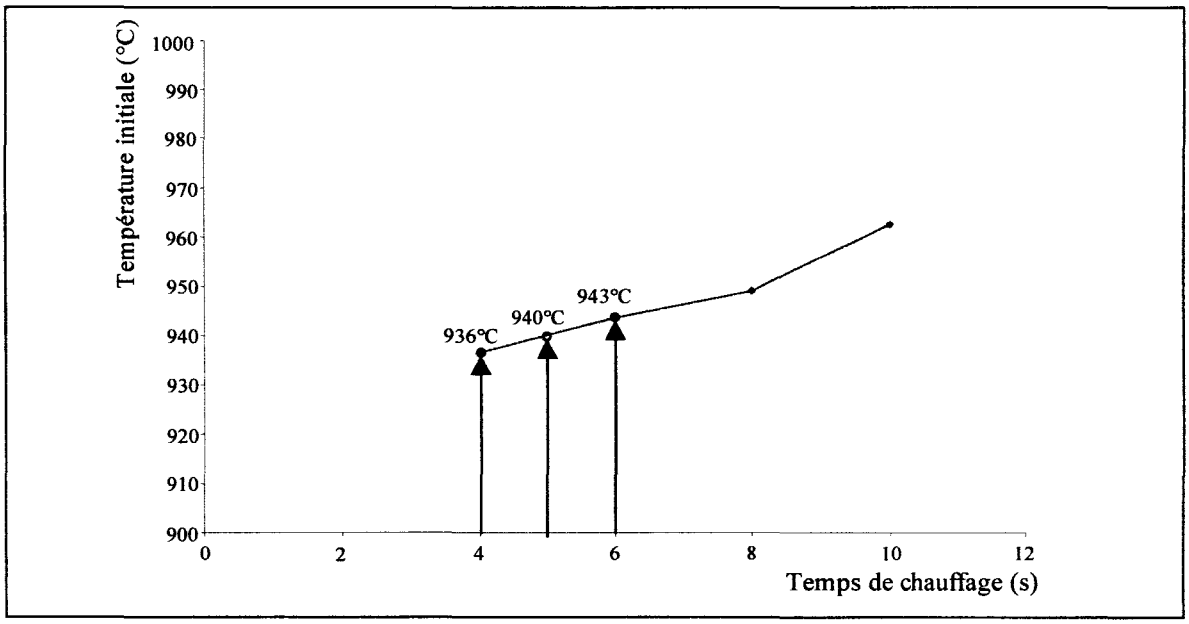


Figure 23 : Evolution de la température initiale pour un temps de chauffage compris entre 4s et 10s.

Evolution of the initial temperature for a heating time between 4s and 10s.

Les valeurs de température initiale utilisées pour l'identification de la viscosité seront donc :

- $T_{init}(4s)=936°C$
- $T_{init}(5s)=940°C$
- $T_{init}(6s)=943°C$.

3.3. Identification de la viscosité.

Les mesures d'allongement ont été réalisées pour différents temps t_c de chauffage : 4, 5, et 6s. Cette variation permet d'étendre le champs d'objectif en multipliant par 3 le nombre de relations allongement/temps, et donc les relations entre allongement et température. Pour chacun des temps de chauffage, l'allongement de la goutte de verre est relevé au point le plus bas en fonction du temps (Figure 24). Les courbes obtenues se décomposent en trois phases. La phase 1, de 27.5s, fait apparaître un allongement accéléré dû à un affinement des parois restées à une température élevée. Pour la phase 2, les parois continuent à s'affiner, mais leur refroidissement va provoquer une stabilisation de ce phénomène d'accélération. Durant la phase 3, l'allongement se stabilise progressivement.

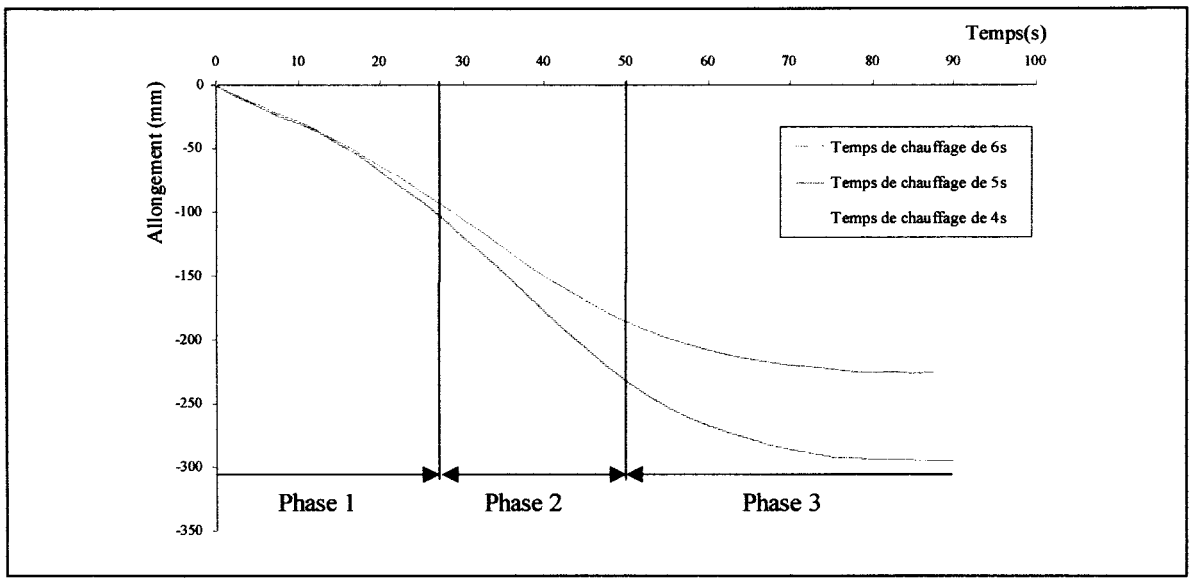


Figure 24 : Allongements mesurés pour 4, 5, et 6s de temps de chauffage.

Measured elongation for 4s, 5s and 6s of heating time.

Ces trois phases d'évolution d'allongement se retrouvent pour les trois cas mesurés (Figure 24). L'augmentation de la température n'influe donc que sur l'importance des allongements relevés. Il est donc possible d'utiliser une même modélisation pour les trois types d'essais réalisés, et modifier uniquement la température initiale du lingot. Cette simulation de l'essai de l'allongement se fait par un Modèle Eléments Finis thermomécanique à symétrie de révolution.

La géométrie initiale du lingot est déterminée au début du fluage par l'analyse des images vidéo (Figure 17). Le maillage Eléments Finis réalisé à partir de cette géométrie est constitué de 900 éléments à 4 nœuds axisymétriques à 4 points d'intégration (Figure 25). La simulation va comporter deux étapes :

- une première purement thermique, simulant le transfert du four à la position de mesure d'allongement,
- une seconde thermomécanique, qui reproduit l'allongement de la goutte de verre sous son poids propre.

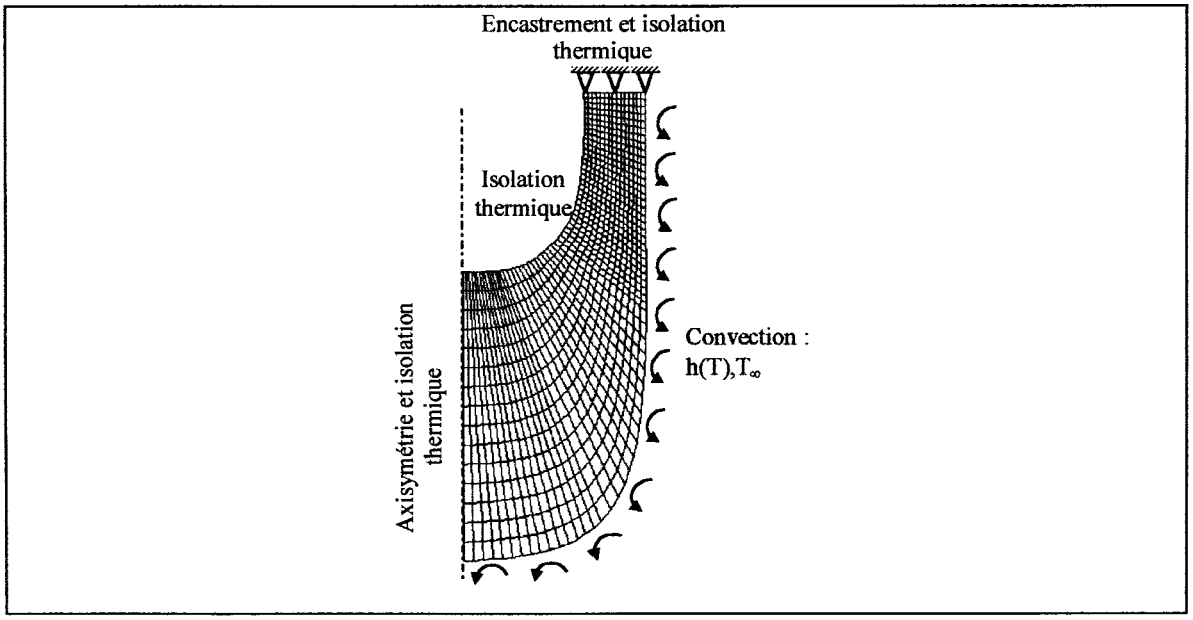


Figure 25 : Maillage du lingot de verre et conditions limites du Modèle Eléments Finis utilisés pour l'identification de la viscosité.

Meshing of the glass ingot and boundary conditions of used Finite Elements Model for the viscosity identification.

Les différents paramètres matériaux pour cette modélisation ont été recensés précédemment pour la simulation du procédé de formage du vase cylindrique droit (§ 2.2, Annexe A). De l'essai précédent, la température initiale et le coefficient de convection moyen ont été identifiés :

- coefficient de convection moyen : $h_a(T)=0.1328.T-22.06$,
- température initiale pour 4s de temps de chauffage : $T_{init}=936°C$,
- température initiale pour 5s de temps de chauffage : $T_{init}=940°C$,
- température initiale pour 6s de temps de chauffage : $T_{init}=943°C$.

L'identification menée ici est faite sur des couples viscosité/température (η_i,T_i) et non sur les paramètres A, B et T_o d'une loi V.F.T.(Eq.1). Cette loi V.F.T. est de type logarithmique, une faible variation de A, B et T_o engendre une forte variation de la viscosité :

- 1% de A engendre une variation $\Delta\eta$ de 3.14%,
- 1% de B engendre une variation $\Delta\eta$ entre 14.17% et 47.92% (entre 1000°C et 500°C),
- 1% de T_0 engendre une variation $\Delta\eta$ entre 4.47% et 47.92% (entre 1000°C et 500°C).

La Modélisation Eléments Finis étant très sensible à la viscosité, l'identification diverge en utilisant cette loi. Pour palier à ces forts écarts entre viscosité (2.91E+3Pa.s^{-1} à 1000°C, 7.26E+9Pa.s^{-1} à 600°C), l'identification a été faite pour trois plages de températures dans chacune des trois phases observées sur les courbes d'allongement (Figure 24). La loi de viscosité est donc identifiée selon 9 couples (η_i ,T_i) donnant une bonne représentation d'une loi logarithmique V.F.T.. Les fonctions erreurs à minimiser pour les trois phases d'allongement sont données par :

- Phase 1 :

$$E_1(\eta_1,\eta_2,\eta_3,\eta_4)=\frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M_1}\left(u_s^*(\eta_1,\eta_2,\eta_3,\eta_4)-\hat{u}_s\right)^2 \qquad \text{Eq. 13}$$

- Phase 2 :

$$E_2(\eta_4,\eta_5,\eta_6)=\frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M_2}\left(u_s^*(\eta_4,\eta_5,\eta_6)-\hat{u}_s\right)^2 \qquad \text{Eq. 14}$$

- Phase 3 :

$$E_3(\eta_6,\eta_7,\eta_8,\eta_9)=\frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M_3}\left(u_s^*(\eta_6,\eta_7,\eta_8,\eta_9)-\hat{u}_s\right)^2 \qquad \text{Eq. 15}$$

où u_s^* est la réponse de la simulation Eléments Finis en terme d'allongement du point le plus bas du lingot, et $\hat{u}_s$ l'allongement mesuré expérimentalement au même instant t_s. La méthode d'optimisation décrite à l'Annexe C a été mise en œuvre pour minimiser les erreurs E_1, E_2,et E_3 (Eq. 13, Eq. 14 et Eq. 15). Les valeurs des températures pour chaque phase sont :

- Plage 1 : T_1=950°C, T_2=925°C, T_3=900°C, T_4=870°C, avec une durée de 27.5s et M_1=10 temps de comparaison,
- Plage 2 : T_4=870°C, T_5=820°C et T_6=770°C, avec une durée de 50s et M_2=24 temps de comparaison,
- Plage 3 : T_6=770°C, T_7=720°C, T_8=700°C et T_9=670°C, avec une durée de 85s et M_3=33 temps de comparaison.

La dernière température d'une plage est la première de la plage suivante, de manière à assurer la continuité entre les plages. L'identification de la viscosité pour la plus faible température de la plage ne sera donc pas pénalisée par le niveau de refroidissement atteint. Pour la plage 3, la viscosité à 500°C calculée par la loi V.F.T.(Tableau 3), est imposée pour limiter l'effet des valeurs limites sur l'identification de la dernière viscosité.

Pour les différentes identifications, les valeurs du paramètre Levenberg-Marquardt et du coefficient de sensibilité sont récapitulées dans le Tableau 8. Pour chaque phase, les forts écarts entre les viscosités nous obligent à utiliser des valeurs différentes pour chaque coefficient de sensibilité.

Tableau 8 : Valeurs du coefficient de sensibilité S_p et du paramètre de Levenberg-Marquardt λ.

Value of the sensitivity coefficient S and of the Levenberg-Marquardt parameter λ.

Paramètres	Phase 1	Phase 2	Phase 3
S_p	0.05	0.5	0.1
λ	10	10	10

Pour chaque temps de chauffage, trois identifications des couples (η_i ,T_i) ont été réalisées, correspondant aux trois plages de températures. Les valeurs initiales, pour la méthode d'optimisation, des 9 viscosités sont données Tableau 9. Pour la première plage d'identification les valeurs initiales des 4 viscosités sont :

- pour la première identification (4s de chauffage) données à partir de la loi V.F.T. (Tableau 3),
- pour la seconde identification (5s de chauffage), données par la première identification,
- pour la troisième identification (6s de chauffage), données par la deuxième identification.

Pour la plage 2, les valeurs initiales sont calculées en déterminant les paramètres A, B et T_o d'une loi de type V.F.T., passant par les couples (η_i ,T_i), identifiées par la première plage, et en extrapolant ce résultat aux températures T_i des trois couples (η_i ,T_i) à identifier. Pour la plage 3, le même type de calcul permet de déterminer les valeurs initiales de 4 couples (η_i ,T_i) à identifier.

Tableau 9 : Valeurs initiales des 9 viscosités à identifier pour les 3 essais.

For the 3 trials, initial values of the 9 viscosities to be identified.

Plage	Temps de chauffage (t_c)	Viscosité ($Pa.s^{-1}$)								
		η_1	η_2	η_3	η_4	η_5	η_6	η_7	η_8	η_9
1	4s	6.01E+3	10.1E+3	17.8E+3	37.3E+3					
	5s	Id. t_c4s plage 1	Id. t_c4s plage 1	Id. t_c4s plage 1	Id. t_c4s plage 1					
	6s	Id. t_c5s plage 1	Id. t_c5s plage 1	Id. t_c5s plage 1	Id. t_c5s plage 1					
2	4s				Id. t_c4s plage 1	15.1E+4	80.1E+4			
	5s				Id. t_c5s plage 1	30.4E+4	23.7E+5			
	6s				Id. t_c6s plage 1	21.2E+4	11.6E+5			
3	4s						Id. t_c4s plage 2	10.1E+5	18.4E+5	48.9E+5
	5s						Id. t_c5s plage 2	9.8E+5	17.7E+5	46.7E+5
	6s						Id. t_c6s plage 2	7.23E+5	12.2E+5	28.9E+5

Un grand nombre d'itérations est nécessaire pour que l'identification converge vers une solution acceptable. En effet, du fait de la forte sensibilité de la viscosité à la température, il est impossible de faire des variations de viscosité trop importantes sans risque de faire diverger le calcul Eléments Finis. L'optimisation est arrêtée quand la différence entre l'écart moyen ΔE obtenu pour deux itérations successives est inférieure à 1%. L'ensemble des résultats obtenus est récapitulé respectivement pour chacune des 3 plages dans les Tableau 10,11 et 12. Pour 4s, 5s et 6s de temps de chauffage, l'écart moyen ΔE (Eq. 11), qui est un indicateur de la qualité d'identification, vaut respectivement 1.32mm, 1.65mm et 3.22mm. L'allongement final pour 4s de temps de chauffage est de 158mm, pour 5s de temps de chauffage est de 225mm et pour 6s de temps de chauffage est de 294mm. Le rapport entre cet allongement final et l'écart moyen vaut respectivement pour 4s, 5s et 6s de temps de chauffage 0.8%, 0.7% et 1.1%. Ces écarts sont très faibles et sur la Figure 26 il apparaît nettement que les allongements calculés par le Modèle Eléments Finis avec les viscosités identifiées sont très proches des allongements expérimentaux.

Tableau 10 : Résultats de l'identification pour la plage 1.

Identification results for range 1.

Plage 1		Temps de chauffage 4s	5s	6s
Viscosité ($Pa.s^{-1}$)	η_1	4.84E+03	5.71E+03	7.65E+03
	η_2	1.41E+04	1.35E+04	1.45E+04
	η_3	2.50E+04	2.34E+04	2.38E+04
	η_4	5.87E+04	5.31E+04	5.04E+04
Erreur		1.12E-05	1.27E-05	2.19E-05
Nombre d'itérations		25	19	20
Ecart moyen (mm)		1.49	1.59	2.09

Tableau 11 : Résultats de l'identification pour la plage 2.

Identification results for range 2.

Plage 2		Temps de chauffage 4s	5s	6s
Viscosité ($Pa.s^{-1}$)	η_4	5.34E+04	4.83E+04	4.69E+04
	η_5	7.03E+04	6.74E+04	6.15E+04
	η_6	2.37E+05	2.49E+05	2.25E+05
Erreur		2.87E-05	4.02E-05	4.76E-05
Nombre d'itérations		34	32	56
Ecart moyen (mm)		1.55	1.83	1.99

Tableau 12 : Résultats de l'identification pour la plage 3.

Identification results for range 3.

Plage 3		Temps de chauffage 4s	5s	6s
Viscosité ($Pa.s^{-1}$)	η_6	2.15E+5	2.19E+5	1.89^{E}+5
	η_7	7.14E+5	4.22E+5	3.74^{E}+5
	η_8	2.23E+6	6.63E+5	3.94^{E}+5
	η_9	3.51E+7	6.59E+7	4.06^{E}+6
Erreur		2.88E-5	4.53E-5	1.72E-4
Nombre d'itérations		24	26	21
Ecart moyen (mm)		1.32	1.65	3.22

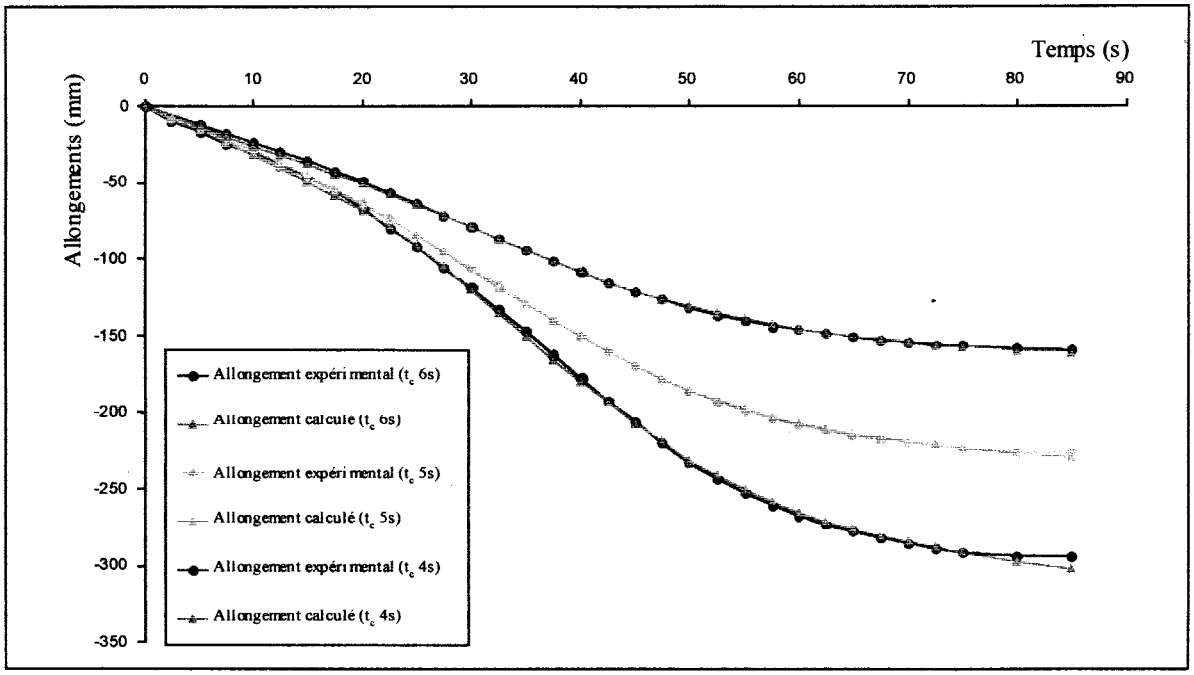


Figure 26 : Allongements obtenus par le Modèle Eléments Finis avec les viscosités identifiées et allongements expérimentaux.

Elongation calculated by the Finite Elements Model with the identified viscosities and experimental elongation.

La Figure 27 représente les viscosités identifiées pour les 3 temps de chauffage et la viscosité moyenne. Les écarts entre les valeurs identifiées pour les différents essais et pour des températures supérieures à 750°C sont faibles (inférieurs à 24.05E+3Pa.s^{-1}). En dessous, cet écart augmente, la difficulté étant d'identifier une viscosité pour la phase 3, où l'allongement se stabilise. Dans la mesure où la plage de travail du verre correspond à des températures supérieures à 800°C, la viscosité moyenne peut être déterminée en moyennant, sur les trois essais et pour chaque température, la viscosité identifiée. Cette approximation est représentative des résultats de l'identification et fournit une estimation satisfaisante de la viscosité pour l'optimisation ultérieure du procédé de formage. Pour vérifier que cette moyennation n'engendre pas de grosses erreurs, l'allongement pour les trois essais est recalculé par la Modélisation Eléments Finis avec la valeur moyenne de viscosité. Le même calcul est réalisé également avec la viscosité donnée par la loi V.F.T.(Tableau 3) pour déterminer si l'identification améliore ou non la modélisation.

Il apparaît sur la Figure 28 que les courbes d'allongement obtenues avec la viscosité moyenne respectent nettement mieux l'allure des courbes expérimentales. L'écart moyen (Tableau 13) est divisé respectivement par 5.6 pour 4s de temps de chauffage, par 13 pour 5s de temps de chauffage, et par 3.2 pour 6s de temps de chauffage.

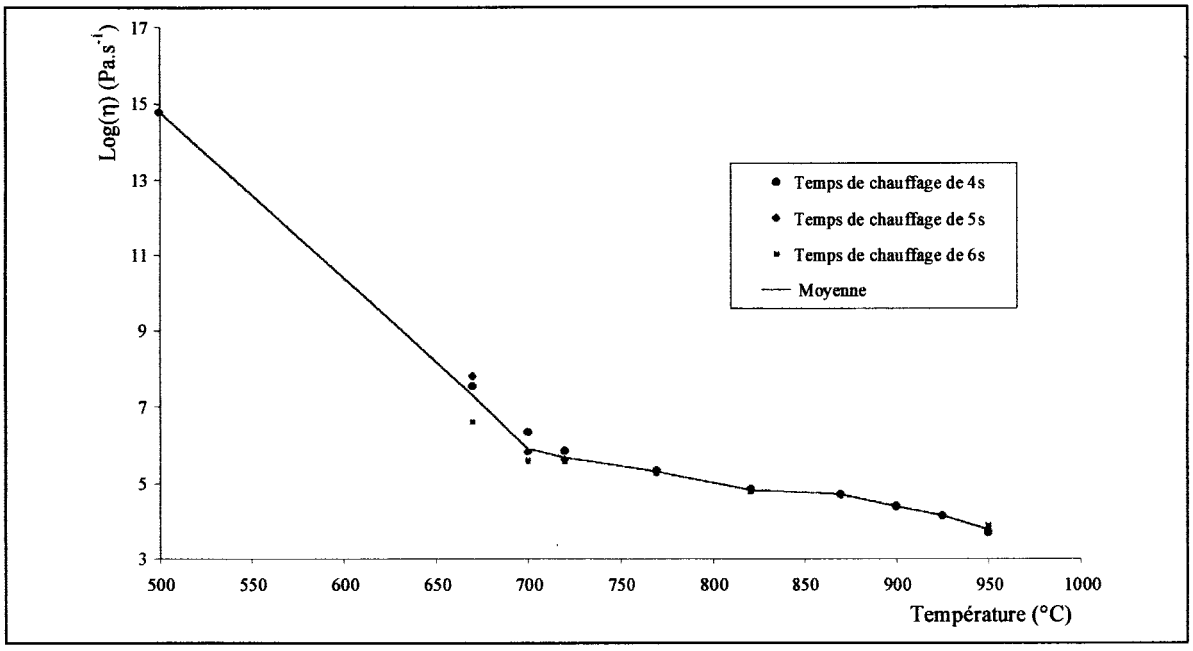


Figure 27 : Viscosités identifiées pour 4s, 5s et 6s de temps de chauffage et viscosité moyenne.

Identified viscosities for 4s, 5s and 6s of heating time and average viscosity.

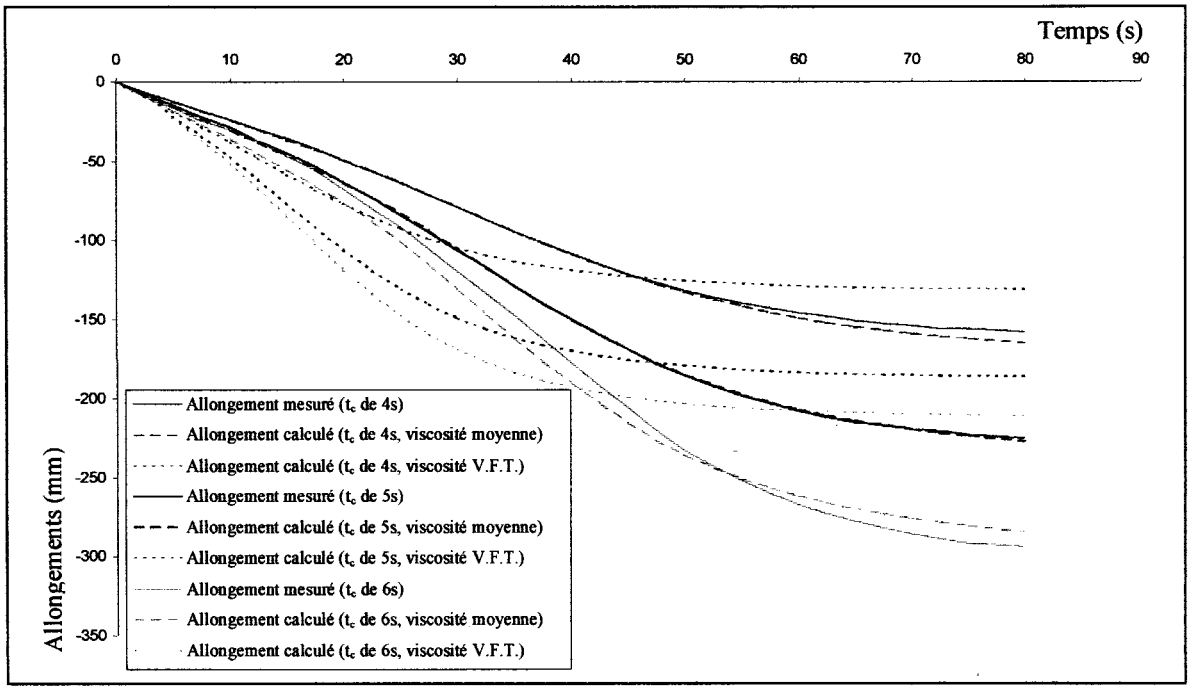


Figure 28 : Allongements expérimentaux et allongements calculés par le Modèle Eléments Finis avec les viscosités moyennes et les viscosités données par la loi V.F.T.

Experimental elongation and Elongation calculated by the Finite Element model with the average viscosities and the viscosities given by the V.F.T. law.

Tableau 13 : Ecart moyen pour les allongements, obtenus par le Modèle Eléments Finis avec les viscosités moyennes et les viscosités données par la loi V.F.T.

Average difference for the elongation obtained by the Finite Elements model with the average viscosities and the viscosities given by the V.F.T. law.

Temps de chauffage (t_c)	Viscosité	Ecart moyen ΔE (mm)
4s	Moyenne	2.46
	V.F.T.	13.75
5s	Moyenne	1.6
	V.F.T.	20.9
6s	Moyenne	11.2
	V.F.T.	36.22

L'utilisation de la viscosité moyenne est donc beaucoup plus juste que l'utilisation de la loi V.F.T.(Tableau 3). L'identification a permis de réduire significativement l'erreur entre les résultats numériques et expérimentaux, ce qui améliore considérablement la Modélisation Eléments Finis de l'essai. Ces résultats seront utilisés pour l'optimisation du procédé de formage.

3.4. Conclusions.

Suite à une analyse de sensibilité, menée sur l'ensemble des paramètres du procédé de formage du vase cylindrique droit à partir de la Modélisation Eléments Finis, deux essais ont été développés pour identifier le coefficient de convection à l'air ambiant et la viscosité du verre. L'acquisition des données nécessaires à l'identification est réalisée avec le robot sur site industriel. L'identification des paramètres rhéologiques est faite par méthode inverse.

Le premier de ces essais concerne l'identification du coefficient de convection. Il consiste à mesurer le refroidissement de la surface d'un lingot de verre, sortant du four de réchauffage, avec un pyromètre. Le lingot est maintenu en position horizontale, avec une rotation continue, pour empêcher sa déformation. L'identification est faite par un recalage entre la température de surface calculée par un Modèle Différences Finies et les températures de surfaces mesurées.

Le deuxième essai concerne l'identification de la viscosité du verre. Dans ce cas, la déformation du lingot est filmée en position verticale, à la sortie du four de réchauffage. L'allongement du point le plus bas du lingot est obtenu par traitement des images vidéo. L'identification est faite

par un recalage entre l'allongement du point le plus bas du lingot calculé par un Modèle Eléments Finis et l'allongement déterminé par le traitement d'image.

Le développement de ces deux tests de caractérisation et des procédures d'identification par méthode inverse a permis d'estimer le coefficient de convection avec l'air ambiant et la viscosité en fonction de la température du verre de la Cristallerie Rogaska, paramètres matériaux qu'il fallait connaître précisément suite à l'analyse de sensibilité (§ 2.3). L'ensemble des paramètres matériaux va pouvoir être utilisé par la suite pour l'optimisation du procédé de formage. Ces développements ont fait l'objet d'une communication dans la conférence internationale : 5th ESG Conference on Glass Science and Technology for the 21st Century [MAR 99].

A first application of the optimisation method enabled the identification of the convection coefficient in the ambient air and of the viscosity of Rogaska glass. Having established these material parameters, and with Finite Elements models of the forming process of the linear cylindrical vase, the optimisation method was used to determine:
- *the optimum process parameters for the forming process of the linear cylindrical vase,*
- *the optimum geometry of the parison after first shaping for the forming of a convex cylindrical vase.*

4. Optimisation du procédé de formage robotisé.

Une première application de la méthode d'optimisation a permis l'identification du coefficient de convection à l'air ambiant et la viscosité du verre de la Cristallerie Rogaska. Avec ces paramètres matériaux identifiés et la Modélisation Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit, la méthode d'optimisation est utilisée pour :

- la recherche des paramètres de réglage optimum du procédé de formage du vase cylindrique droit,
- la recherche de la géométrie de la paraison après maillochage optimum pour le formage d'un vase cylindrique convexe.

4.1. Optimisation des paramètres de réglage du procédé de formage du vase cylindrique droit.

La méthode d'optimisation est maintenant utilisée pour l'optimisation du procédé et plus précisément la recherche des valeurs optimales des paramètres du procédé de formage robotisé (Tableau 4). Pour le vase cylindrique droit (Figure 3), l'objectif du formage est donné par la répartition finale du verre :

- une épaisseur de $20^{\pm 5}$mm est désirée au centre du fond du vase,
- une épaisseur de $3^{\pm 0.5}$mm est désirée à une hauteur de paroi de 250mm.

Sur la base des neuf étapes du formage robotisé (§ 2.1) et du Modèle Eléments Finis axisymétrique associé (§ 2.2), l'optimisation du procédé de formage est réalisée en recalant la réponse du Modèle Eléments Finis en terme d'épaisseur, et l'épaisseur imposée par la conception. Pour réaliser cette optimisation, M=9 points de comparaison sont utilisés (Figure 29). Les 3 points du fond de vase ont comme objectif l'épaisseur désirée au centre. Les 6 points de la paroi ont comme objectif l'épaisseur désirée à une hauteur de paroi de 250mm.

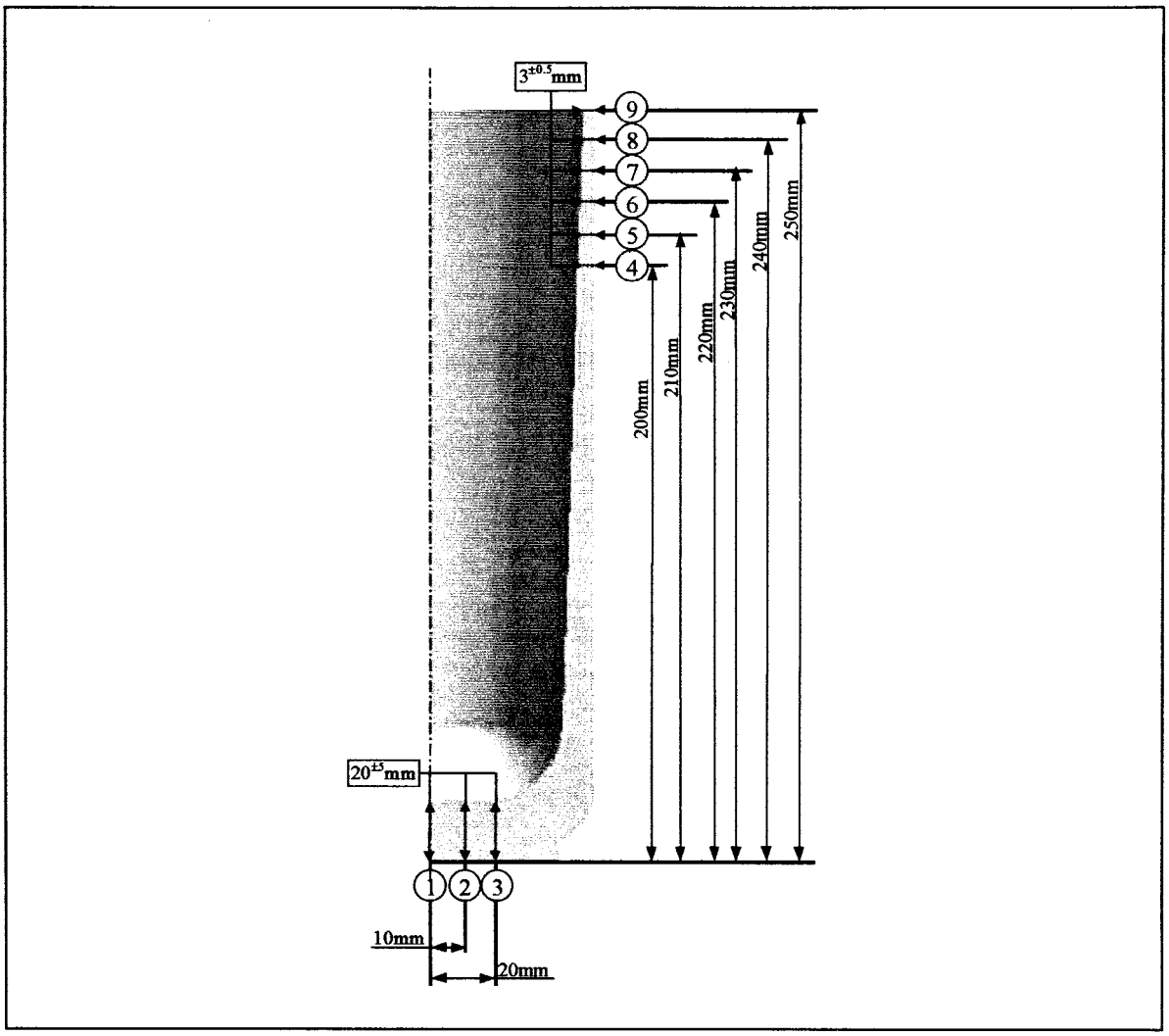


Figure 29 : 9 points de comparaison pour l'optimisation du procédé de formage du vase cylindrique droit.

9 comparison points for the optimisation of the forming process of the linear cylindrical vase.

Après l'étude de sensibilité (§ 2.3), il a été déterminé que la température initiale T_{init}, le temps de maillochage t_m, la pression du premier soufflage P_{s1}, et l'angle du fluage incliné α_1 sont les quatre paramètres du procédé les plus influents sur la répartition finale de verre. Pour la température initiale, il est nécessaire qu'elle soit supérieure à 950°C pour que le vase garde ses

qualités esthétiques en fin de formage. Cette limitation est introduite dans la méthode d'optimisation sous forme d'une contrainte $C_1(T_{init})$, définie par :

$$T_{init} - 950 \geq 0. \qquad \text{Eq. 16}$$

Dans la mesure où la Modélisation Eléments Finis du procédé de formage s'appuie initialement sur la géométrie de la paraison après maillochage (Figure 8), le temps de maillochage ne peut être modifié sans intervenir sur la forme de la paraison maillochée. Ce paramètre ne sera donc pas optimisé. Le temps de maillochage est donc fixé à 6s, valeur expérimentale relevée lors des premiers essais. La fonction erreur à minimiser (Eq. C1) devient donc :

$$E(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1) = \frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M}\left(ep_s^*(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1) - \hat{ep}_s \right)^2 \qquad \text{Eq. 17}$$

où ep_s^* est l'épaisseur obtenue par la Modélisation Eléments Finis et $\hat{ep}_s$ l'épaisseur du vase désirée en ce même point s de comparaison. Un terme de pénalisation tenant compte de la contrainte sur la température initiale (Eq. 16) est ajouté à la fonction erreur $E(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1)$ (Eq. 17) :

$$E^*(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1) = E(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1) + \xi_1(T_{init}) \qquad \text{Eq. 18}$$

avec $\xi_1(T_{init}) = \dfrac{\omega_1(T_{init})}{C_1(T_{init})}$.

$\xi_1(T_{init})$ est la fonction de pénalisation proposée par Caroll [CAR61] et $\omega_1(T_{init})$ un scalaire positif de pénalisation que Schnur [SCH 92] propose de déterminer par :

$$(\omega_1(T_{init}))_0 = 0.0001 \cdot (C_1(T_{init}))_0 \cdot (E(T_{init}, P_{s1}, \alpha_1))_0. \qquad \text{Eq. 19}$$

Pour limiter la variation de température initiale et faire en sorte que les variations de pression de soufflage et d'angle d'inclinaison restent conséquentes, trois coefficients de sensibilité S_p différents sont donnés à chaque paramètre (Tableau 14).

Les valeurs initiales des paramètres à optimiser sont :

- T_{init}=955°C,
- P_{S1}=0.076bars,
- α_1=40°.

Tableau 14 : Coefficient de sensibilité et paramètre de Levenberg-Marquardt.

Sensibility coefficient and Levenberg-Marquardt parameter.

	T_{init}	P_{s1}	α_1
S_p	0.005	0.01	0.05
λ	10	10	10

Les huit autres paramètres (§ 2.2) conservent les valeurs utilisées pour l'analyse de sensibilité (Tableau 4). Douze itérations sont suffisantes à l'optimisation du procédé de formage du vase cylindrique droit (Tableau 15) pour obtenir une erreur (Eq. 17) inférieure à 3.82E-5. Ce critère d'arrêt est calculé pour une épaisseur de vase située à la limite de l'intervalle de tolérances imposé par le concepteur.

Tableau 15 : Résultats de l'optimisation du procédé de formage du vase cylindrique droit.

Results of the optimisation of the forming process of the linear cylindrical vase.

	T_{init}	P_{s1}	α_1
Valeurs identifiées	958.2°C	0.08520bars	25.17°
Erreur		1.13E-5	
Ecart moyen ΔE (mm)		1.6	
Nombre d'itérations		12	

Les épaisseurs en fond de vase et en haut de paroi obtenues après optimisation respectent les contraintes de conception (Figure 30). De plus, l'épaisseur estimée numériquement le long de la paroi (Figure 30) fait apparaître une évolution régulière du haut vers le fond du vase. Il n'apparaît pas de surépaisseur qui altérerait les qualités esthétiques du vase et le fragiliserait. Le vase obtenu par la simulation Eléments Finis est donc d'une qualité acceptable vis à vis des exigences de la Cristallerie Rogaska.

Les Figure 31 à 35 présentent l'évolution de la déformation et de la répartition de températures de la paraison au cours des différentes étapes du procédé de formage du vase cylindrique droit. La Figure 31 correspond à la paraison après l'étape de maillochage. Pour arriver à la fin de cette étape, la paraison a été en échange thermique avec l'air ambiant pendant 14.03s (8.03s de transport et 6s de maillochage).

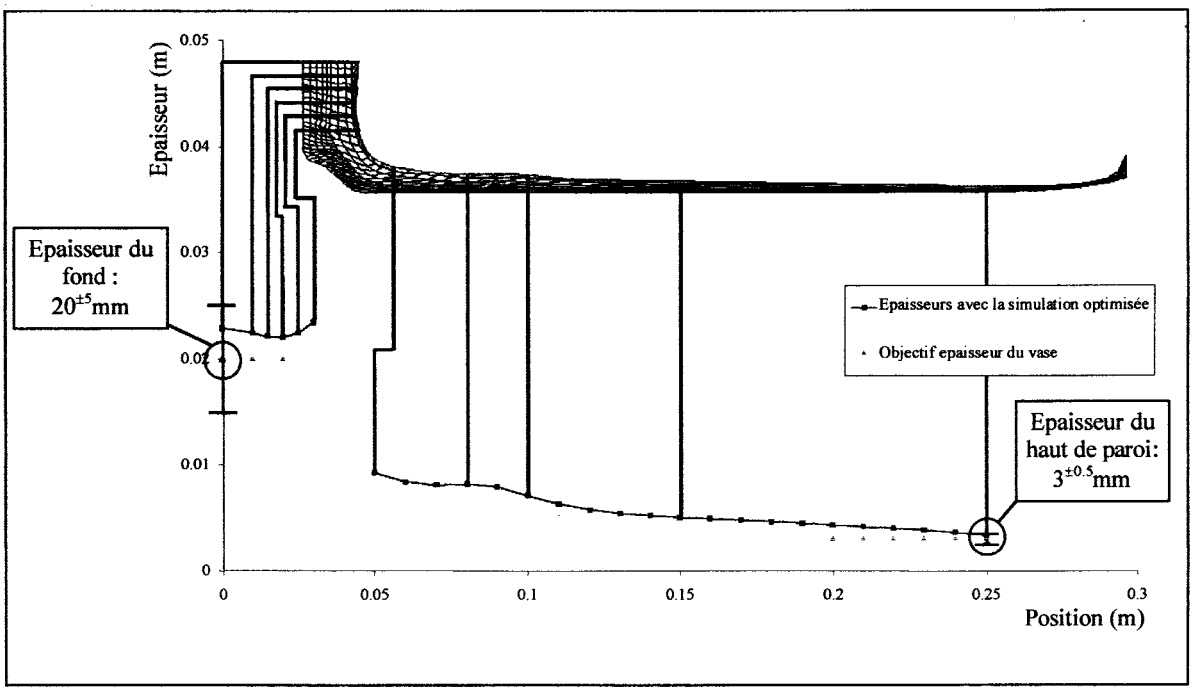


Figure 30 : Epaisseur obtenue après optimisation de la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit.

Thickness calculated after optimisation of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase.

La Figure 32 présente la paraison après le soufflage à l'air libre. Pour arriver à cette déformation, la paraison a été en échange thermique pendant 6.3s (3.3s de transport et 3s de soufflage) et la pression de soufflage optimisée de 0.0852 bar a été appliquée sur sa paroi intérieure pendant 3s. La Figure 33 présente la paraison après le fluage incliné. Pour arriver à cette déformation, la paraison a été en échange thermique pendant 10.6s (4.6s de transport et 6s de fluage) et est inclinée vers le bas de 25° (angle optimisé), par rapport à l'horizontale, pendant le fluage. La Figure 34 présente la paraison après le transport dans le moule. A ce stade de déformation, la paraison a été en échange thermique pendant 11.5s (7.5s de transport avec une inclinaison de 57.5°, 3s de fluage vertical et 1s pour le transport vertical de la paraison dans le moule). Pour toutes les étapes qui suivent la paraison est inclinée de 90° vers le bas. La Figure 35 présente la paraison après les deux soufflages finaux. Pendant ces étapes, quand la paraison et le moule entrent en contact, ils sont en échange thermique. Pour arriver à cette déformation, un premier soufflage à une pression de 0.02 bar a été appliquée sur la paroi intérieure de la paraison pendant 2s, puis un second soufflage à une pression de 0.07 bar pendant 40s.

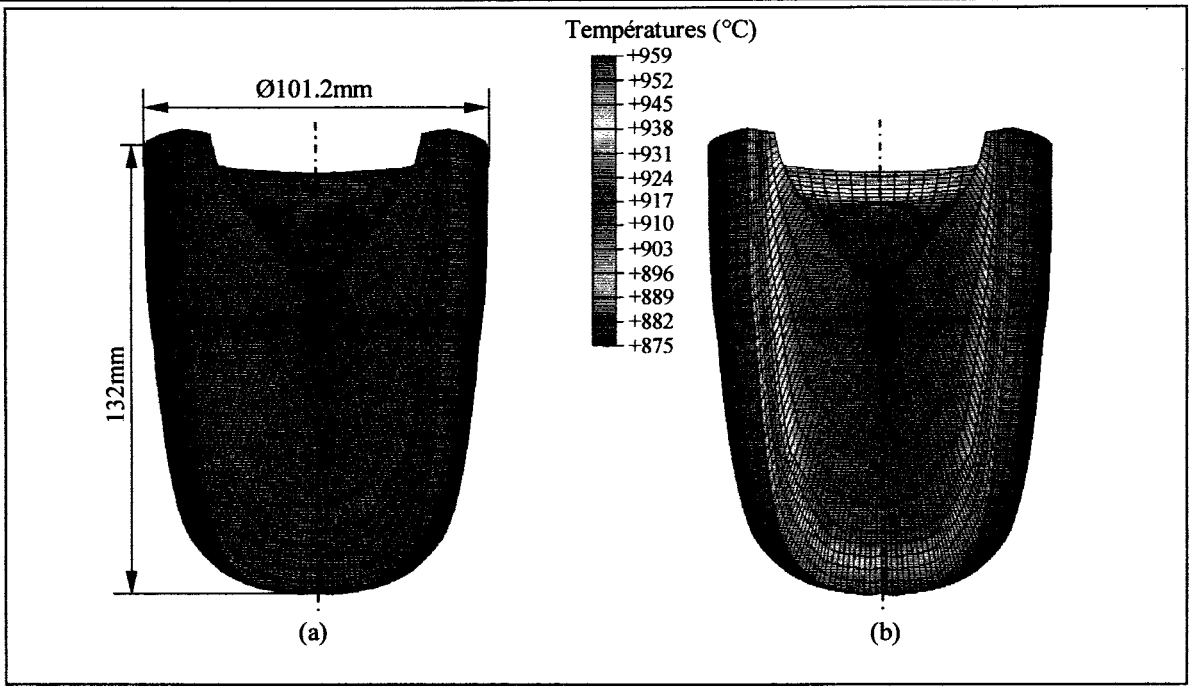


Figure 31 : Paraison après l'étape de maillochage pour la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit ; (a) – maillage Eléments Finis, (b) - répartition de température.

Parison after the shaping stage of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase; (a) - Finite Elements mesh, (b) - temperature repartition.

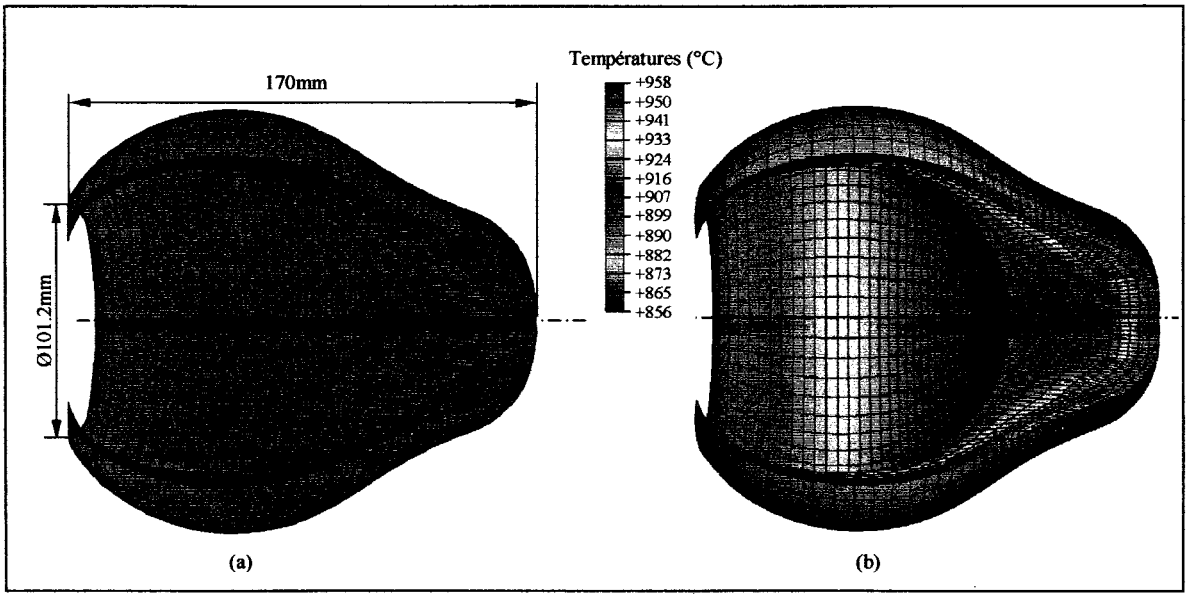


Figure 32 : Paraison après l'étape de soufflage à l'air libre pour la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit ; (a) - maillage Eléments Finis, (b) - répartition de température.

Parison after the blowing in the ambient air of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase ; (a) - Finite Elements mesh, (b) - temperature repartition.

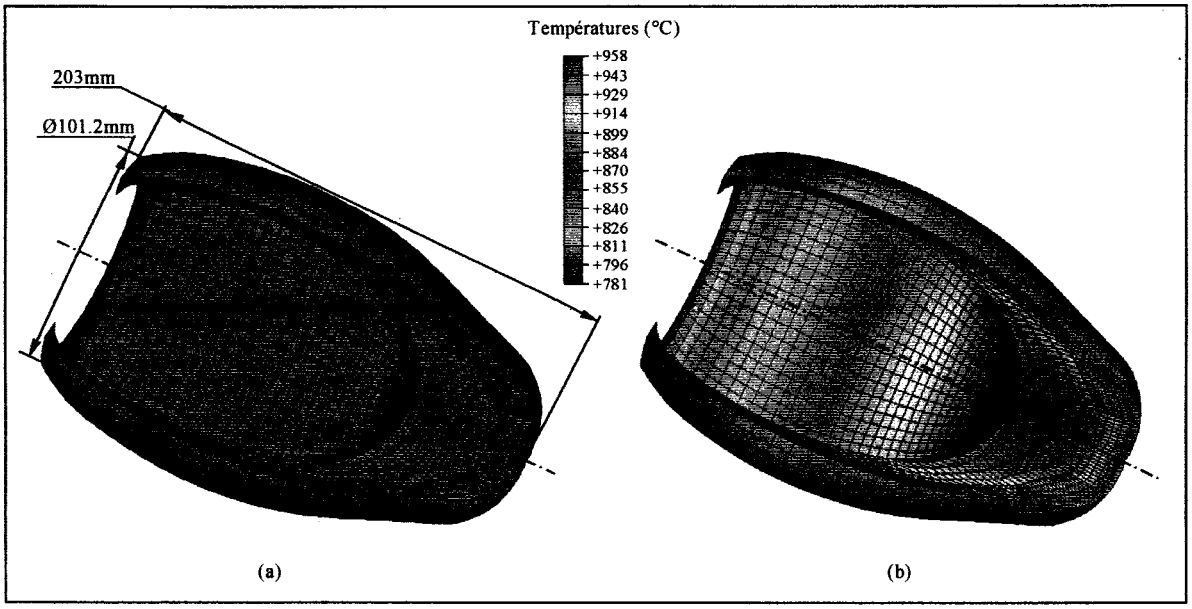


Figure 33 : Paraison après l'étape de fluage incliné pour la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit ; (a) - maillage Eléments Finis, (b) - répartition de température.

Parison after the tilt elongation of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase ; (a) - Finite Elements mesh, (b) - temperature repartition.

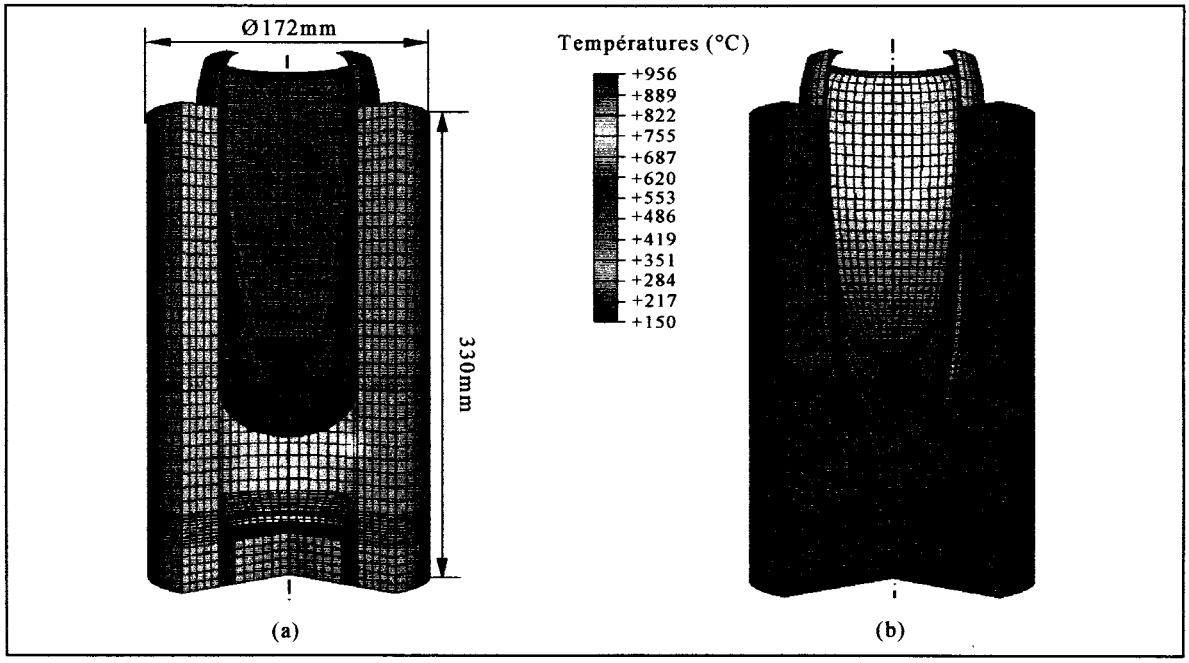


Figure 34 : Paraison et moule après la descente dans le moule pour la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit ; (a) - maillage Eléments Finis, (b) - répartition de température.

Parison and mould after the lay down in the mould of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase ; (a) - Finite Elements mesh, (b) - temperature repartition.

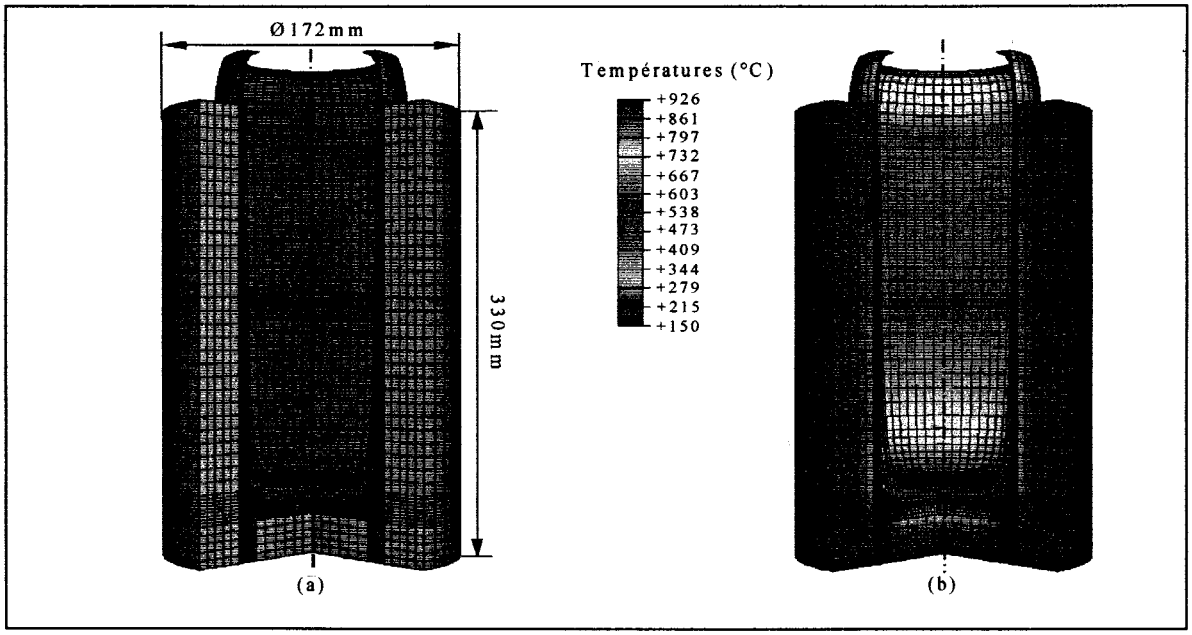


Figure 35 : Paraison et moule après les deux soufflages finaux pour la simulation par Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit ; (a) - maillage Eléments Finis, (b) - répartition de température.

Parison and mould after the 2 last blowing of the Finite Elements simulation for the forming process of the linear cylindrical vase ; (a) - Finite Elements mesh, (b) - temperature repartition.

Le formage de ce vase cylindrique droit a été réalisé sur site industriel avec les onze paramètres de formage (Tableau 16) obtenus par l'optimisation du procédé de formage.

Tableau 16 : Paramètres du procédé de formage du vase cylindrique droit réalisé sur site industriel.

Parameters of the forming process of the linear cylindrical vase realised on factory site.

Etapes	Paramètres	Valeurs
Maillochage	Température initiale, T_{init}	958°C
	Temps, t_m	6s
Soufflage à l'air libre	Temps, t_{s1}	3s
	Pression de soufflage, P_{s1}	0.085bars
Fluage incliné	Temps, t_{f1}	6s
	Angle d'inclinaison, α_1	38°
Fluage vertical	Temps, t_{f2}	3s
Premier soufflage final	Temps, t_{s2}	2s
	Pression de soufflage, P_{s2}	0.02bars
Deuxième soufflage final	Temps, ts3	40s
	Pression de soufflage Ps3	0.07bars

Parmi tous ces paramètres utilisés lors de la réalisation industrielle, l'angle d'inclinaison a dû être modifié pour que la paraison ne se plie pas pendant l'étape de fluage incliné. En terme d'épaisseur, le vase obtenu industriellement présente une distribution de verre très proche de celle prédite après optimisation de la simulation par Eléments Finis (Figure 36). Une légère différence apparaît en bas de paroi. Les observations locales faites sur l'étude de sensibilité (Tableau 5), montraient qu'une variation de l'angle d'inclinaison se répercutait sur le bas de paroi. La modification de l'angle d'inclinaison se retrouve donc en ce point sur les mesures d'épaisseurs.

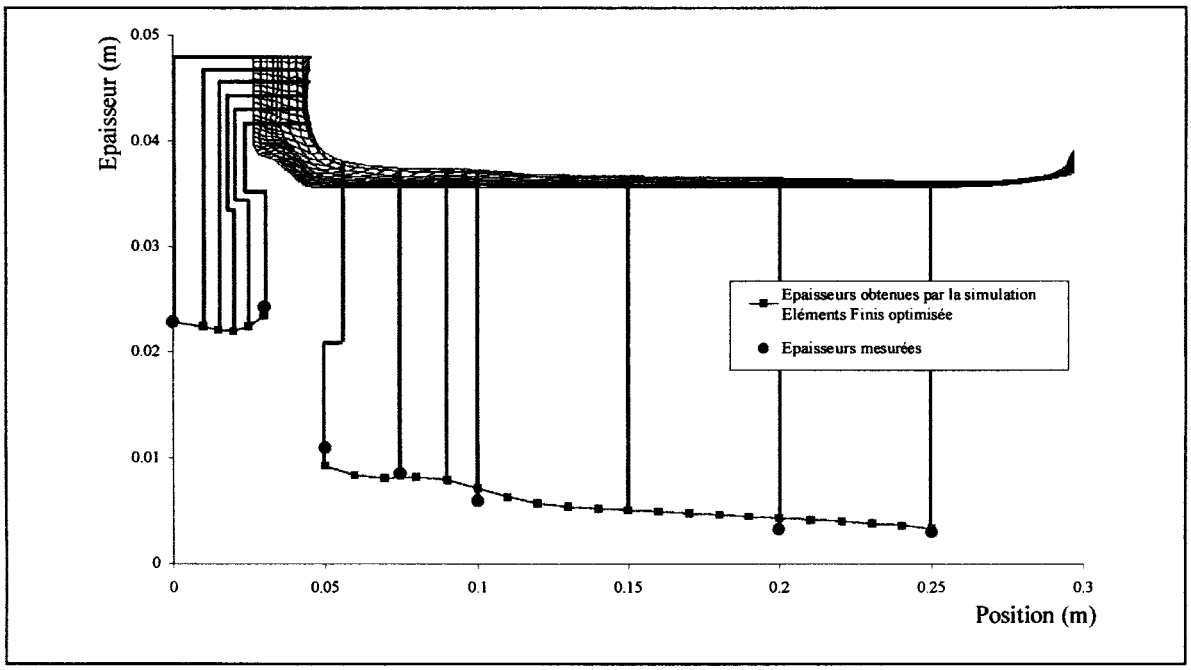


Figure 36 : Comparaison entre l'épaisseur du vase cylindrique droit réalisé sur site industriel et l'épaisseur obtenue par la simulation Eléments Finis optimisée.

Comparison between the thickness of the linear cylindrical vase realised on factory site and the thickness calculated with the optimised Finite Elements simulation.

L'optimisation des paramètres du procédé de formage du vase cylindrique droit a donc fourni une base de données fiable pour la mise au point sur site industriel du procédé. Elle permet ainsi au verrier de préparer le procédé de formage sans handicaper la chaîne de production et de gagner beaucoup de temps lors du réglage du robot. Il peut aussi contrôler la faisabilité du formage du produit avec le procédé de formage qu'il s'est fixé d'utiliser. Au cours d'une première campagne d'essais réalisée à La Cristallerie Val Saint Lambert (Belgique), trois semaines avaient été nécessaires pour régler le robot sans obtenir un procédé de formage suffisamment stable pour pouvoir produire. Actuellement, grâce à l'aide des Modèles Eléments

Finis et de l'optimiseur, ce temps peut être divisé par 2, comme nous avons pu le constater lors de la campagne d'essais réalisée à la Cristallerie Rogaska.

4.2. Optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage.

L'optimisation précédente des paramètres de mise en forme a permis de régler virtuellement le procédé pour le formage du vase cylindrique droit. Cette méthode d'optimisation est efficace pour des produits dont les parois sont rectilignes droites ou de faibles convexités (Figure 37a). Dans le cas du formage du vase cylindrique convexe de masse 1.9kg (Figure 37b) (réalisé manuellement par la Cristallerie Rogaska - Slovénie), si la géométrie de la paraison obtenue après l'étape de maillochage ne se cintre pas suffisamment avant d'entrer dans le moule, la paraison entre alors en contact avec le moule avant l'étape de soufflage final : le produit est soit marqué, soit sa fabrication devient impossible. De plus, la réalisation d'un tel produit est complexe et nécessite actuellement un long travail manuel de maillochage pour donner à la paraison la forme idéale. L'idée est donc d'intégrer l'optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage à l'optimisation des paramètres de mise en forme. Le nouveau schéma d'optimisation que nous proposons pour le formage robotisé du vase cylindrique convexe est donné Figure 38.

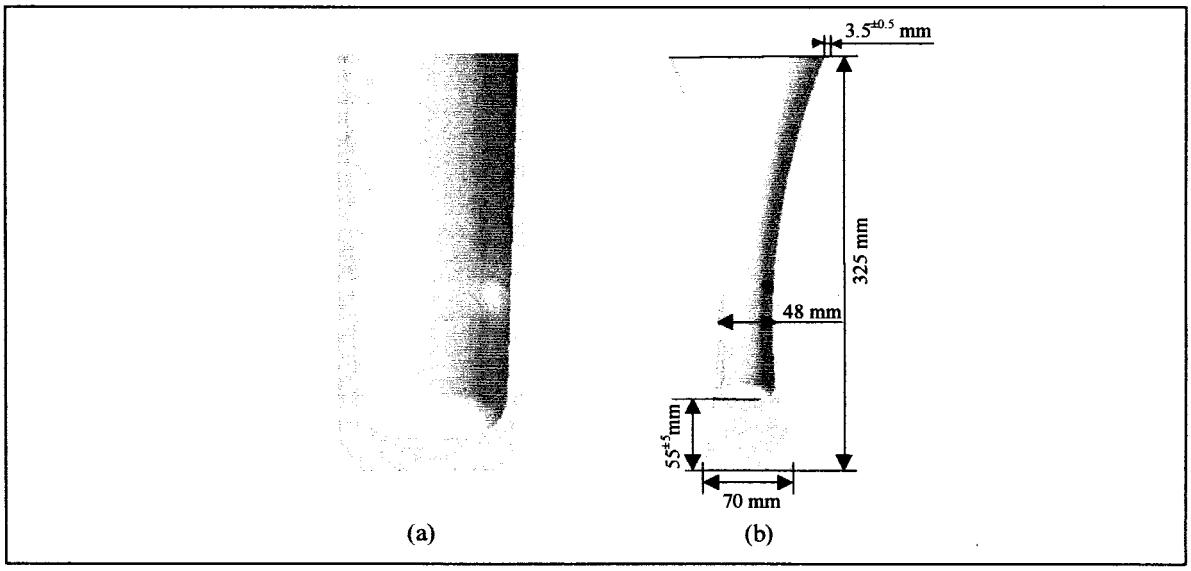


Figure 37 : 2 types de vase : -a- cylindrique droit ; -b- cylindrique convexe.

2 kinds of vase: -a- linear cylindrical ; -b- convex cylindrical.

En s'appuyant sur le Modèle Eléments Finis du procédé de formage du vase cylindrique droit (§ 2.2) et un premier choix sur la géométrie et les paramètres de formage :

- si le produit n'entre pas en contact avec le moule (soit dès la première modélisation (exemple : le vase cylindrique droit), soit après optimisation de la géométrie précédente), l'optimisation ne passe pas par l'étape de redimensionnement de la géométrie de la paraison après maillochage, mais se poursuit par l'optimisation des paramètres de mise en forme,
- sinon, la géométrie de la paraison après maillochage est redimensionnée (encadré de la Figure 38).

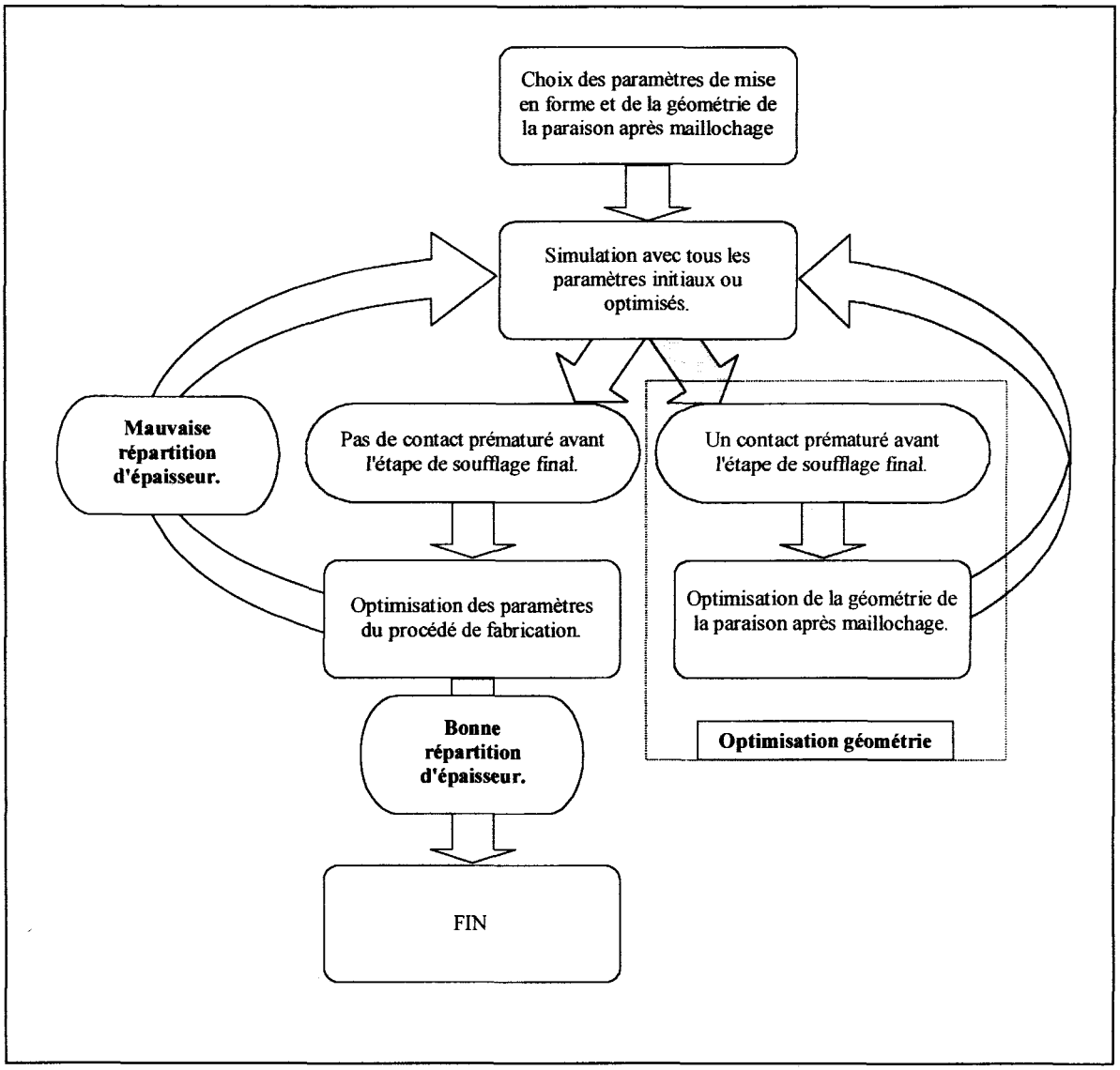


Figure 38 : Optimisation des paramètres de mise en forme : en encadré de l'étape d'optimisation de géométrie ajoutée.

Forming parameters optimisation: in the box the added stage of form optimisation.

L'optimisation du formage du vase cylindrique convexe s'appuie sur un Modèle Eléments Finis de la paraison après maillochage à 121 éléments axisymétriques à 4 nœuds et 4 points

d'intégration. Les étapes principales de formage sont décrites au paragraphe 1 du chapitre 2 et les paramètres associés au Modèle Eléments Finis ont déjà été donnés dans le Tableau 4. Les différents paramètres matériaux pour cette modélisation ont été recensés pour la simulation du procédé de formage du vase cylindrique droit (§ 2.2, Annexe A).

L'optimisation de la géométrie est ici illustrée avec les données du vase cylindrique convexe (Figure 37b) qui a pour contrainte de formage :

- une épaisseur finale en fond de vase de : $55^{\pm 5}$mm,
- une épaisseur finale en haut de paroi de : $3.5^{\pm 0.5}$mm.

Pour réaliser cette optimisation, la géométrie de la paraison après maillochage est décomposée en 2 parties (Figure 39). Avec la droite DE pour axe de symétrie de révolution, la première partie (points A, B, C et D) est fixe et est définie initialement lors la prise du lingot par la pince. La seconde partie (points A, E et D) est décrite par une courbe de Bézier à 4 pôles (Figure 39). C'est la position de ces pôles, et par conséquent, la géométrie de la paraison après maillochage qui est à optimiser.

La description du contour par une courbe de Bézier a pour avantages une plus grande flexibilité de courbure qu'une représentation polynomiale et une réduction du nombre de paramètres à optimiser. Pour N_p=4 pôles, la courbe de Bézier est définie par une fonction polynomiale paramétrique f(u) répondant à :

$$f(u) = \sum_{i=0}^{(N-1)} \left(B_{i,N}(u) \cdot P_i \right) \qquad \text{Eq. 20}$$

$$\text{et } B_{i,N}(u) = \frac{N!}{i!(N-i)!} \cdot (1-u)^{N-1} \cdot u^i \qquad \text{Eq. 21}$$

où les P_i sont les 4 pôles qui définissent la courbe de Bézier. Les $B_{i,N}$ sont les polynômes de Bernstein. u est un paramètre compris entre 0 et 1.

Le pôle 1 est fixe et est confondu avec le point A. Les abscisses et ordonnées des pôles 2 et 3 (P_{2x}, P_{2y}, P_{3x}, P_{3y}) sont les 4 paramètres à optimiser. La position du pôle 4 est ajustée de façon à maintenir constante la masse de la paraison en fonction des positions des pôles 2 et 3.

Basée sur l'expérience acquise lors du formage du vase cylindrique droit et d'autres produits lors de nos différentes campagnes industrielles en Belgique et en Slovénie, nous proposons la géométrie initiale de la paraison après maillochage (Figure 39). Cette géométrie correspond aux valeurs initiales des pôles 2 et 3 données dans le Tableau 17.

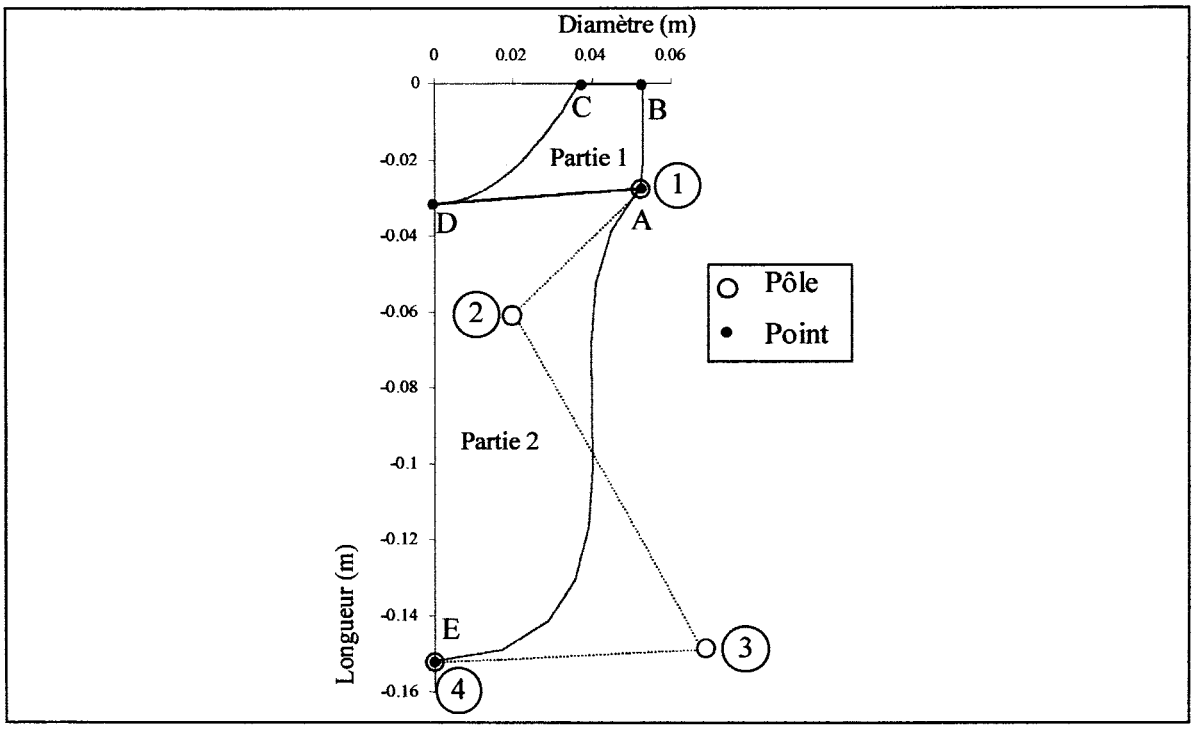


Figure 39 : Découpage en 2 parties de la géométrie de la paraison après maillochage et représentation du contour par une courbe de Bézier à 4 pôles.

Cutting in 2 parts of the parison geometry after the first shaping and representation of the edge by a Bézier curve with 4 poles.

Tableau 17 : Valeurs initiales des pôle 2 et 3.

Initial values for the pole 2 and 3.

	P_{2x}	P_{2y}	P_{3x}	P_{3y}
Valeurs initiales	0.020	-0.060	0.070	-0.150

Pour valider la géométrie de la paraison après maillochage (éviter le contact avec le moule avant le soufflage final), le contour extérieur de la paraison obtenue avant soufflage final est comparé à un contour fictif, issu du contour intérieur du moule décalé de 9 millimètres vers l'intérieur (Figure 40). En effet, le contour intérieur du moule ne peut être considéré comme cible, car la solution optimisée serait en contact avec le moule, solution à éviter dans la pratique industrielle. La fonction erreur pour l'optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage s'exprime alors :

$$E(P_{2x}, P_{2y}, P_{3x}, P_{3y}) = \frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M}\left(c_s^*(P_{2x}, P_{2y}, P_{3x}, P_{3y}) - \hat{c}_s\right)^2 \qquad \text{Eq. 22}$$

où c_s^* représente les coordonnées des points du contour extérieur de la paraison et $\hat{c}_s$ les coordonnées des points du contour fictif. M=5 points de comparaison sont utilisés (Figure 40).

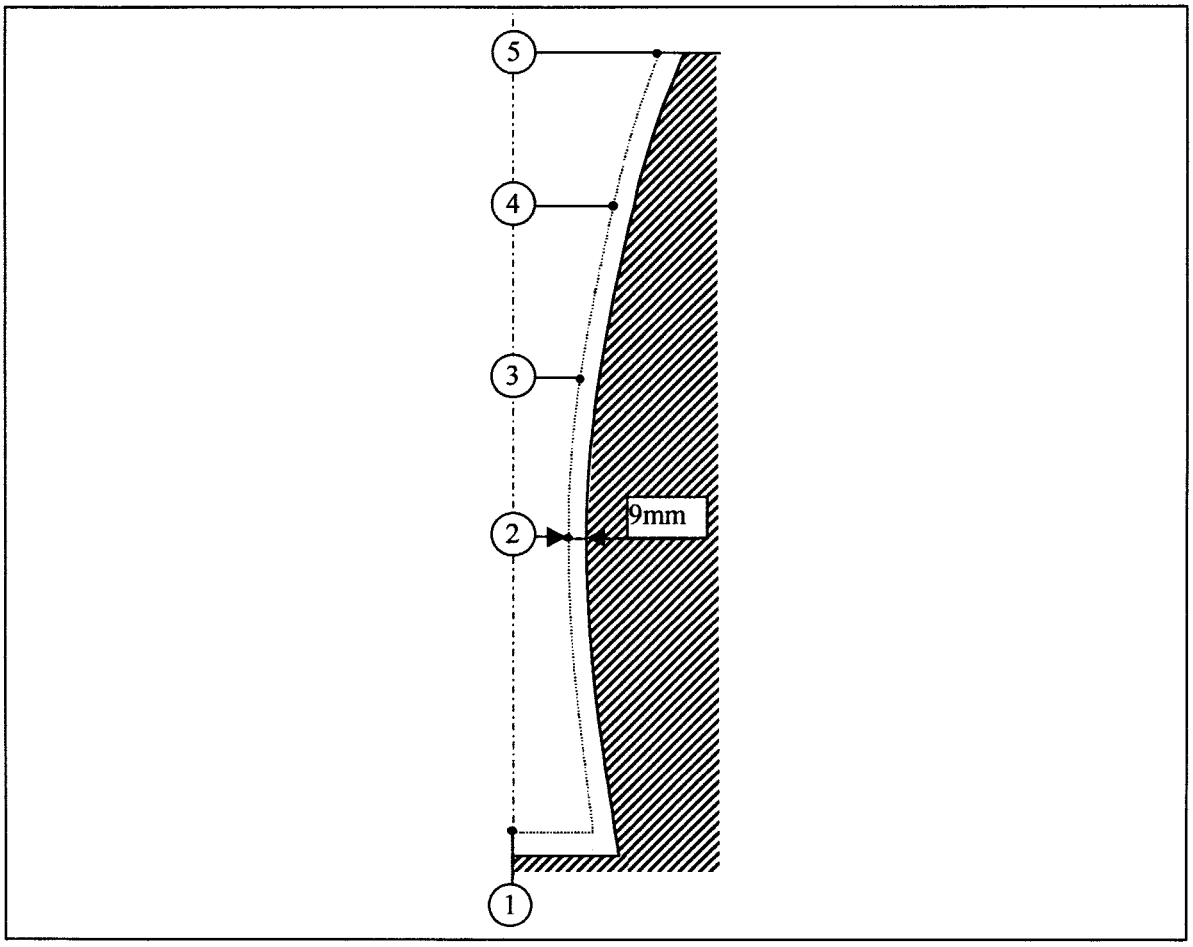


Figure 40 : Contour fictif et les 5 points de comparaison de l'optimisation de géométrie.

Fictitious edge and 5 comparison points of the form optimisation.

Pour l'optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage, le coefficient de sensibilité S_p et le paramètre de Levenberg-Marquardt λ sont fixés respectivement à 0.1 et 0.01.

5 itérations sont suffisantes pour obtenir une géométrie de la paraison après maillochage (Tableau 18) permettant d'entrer dans le moule (critère d'arrêt de l'optimisation) avant le premier soufflage final. Au cours de l'optimisation, la géométrie de la paraison après maillochage a évolué vers une géométrie de plus en plus allongée sur sa longueur et de plus en plus cintrée sur son diamètre (Tableau 19). La dernière géométrie obtenue permet de simuler l'ensemble du procédé de formage du vase cylindrique convexe.

Tableau 18 : Résultats de l'optimisation de la géométrie de la paraison après maillochage pour le vase cylindrique convexe.

Results of the form optimisation of the parison after first shaping for the convex cylindrical vase.

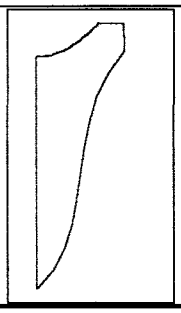
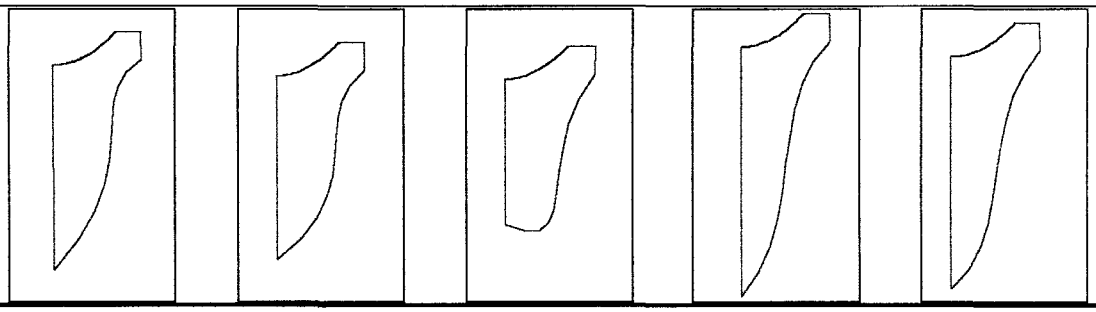
Nombre d'itérations	Géométrie obtenue	Pôle 2		Pôle 3		Erreur	Ecart moyen (mm)
		P_{2x}	P_{2y}	P_{3x}	P_{3y}		
5		0.016	-0.092	0.037	-0.201	8.70E-4	18.6

Tableau 19 : Evolution de la géométrie de la paraison au cours de l'optimisation de la géométrie du vase cylindrique convexe.

Geometry form evolution of the parison during the form optimisation for the convex cylindrical vase

Itérations	1	2	3	4	5
Géométrie obtenue					

Au cours de la simulation réalisée avec la géométrie optimisée, le premier soufflage du procédé permet de créer les parois, et de laisser une grosse partie de la masse dans le fond de la paraison. Ces parois vont ensuite se cintrer pendant les phases de fluage pour permettre à la paraison d'entrer dans le moule (Figure 41).

La géométrie cintrée du vase oblige, à la différence de la simulation du vase cylindrique droit, de procéder pendant la phase de soufflage à 6 remaillages sur la paraison pour pouvoir mener le calcul Eléments Finis jusqu'à sa fin. L'épaisseur obtenue par la simulation Eléments Finis du

procédé de formage correspond aux exigences du concepeteur (Figure 37b). Avec le choix que nous nous sommes fixés des paramètres de mise en forme (Tableau 16), l'optimisation des paramètres de mise en forme du procédé de formage n'est donc pas nécessaire. En pratique, seul un ajustement manuel du temps du deuxième soufflage et de la pression du soufflage final a permis d'atteindre la répartition d'épaisseur de vase désirée (Figure 42). Les paramètres de mise en forme réajustés sont 8s de temps de soufflage 2 et 0.2bars de pression de soufflage final.

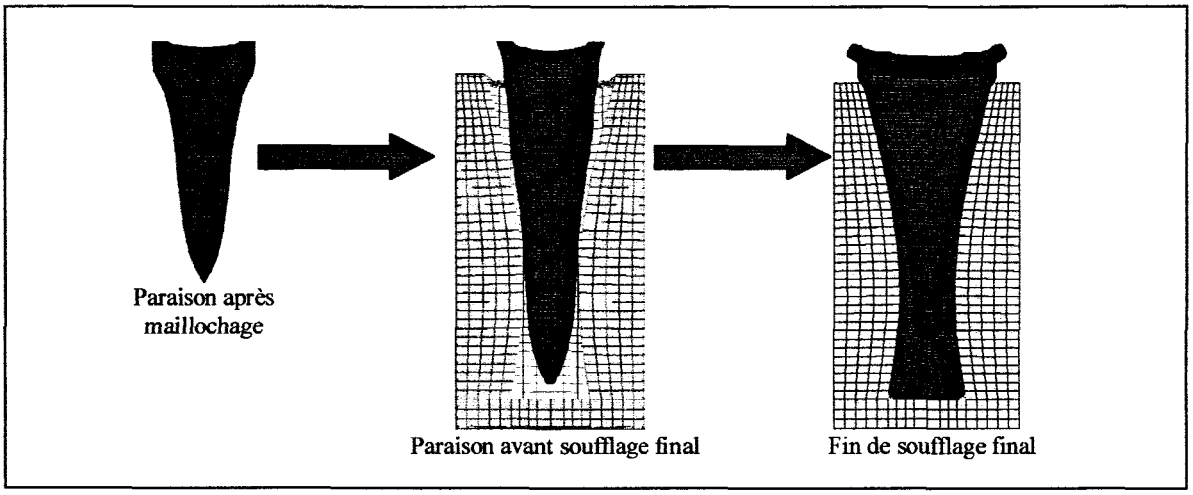


Figure 41 : Etapes de la simulation Eléments Finis, avec la géométrie de paraison optimisée, du procédé de formage du vase cylindrique convexe.

Stage of Finite Elements simulation, with the optimised parison form, of the forming process of the convex cylindrical vase.

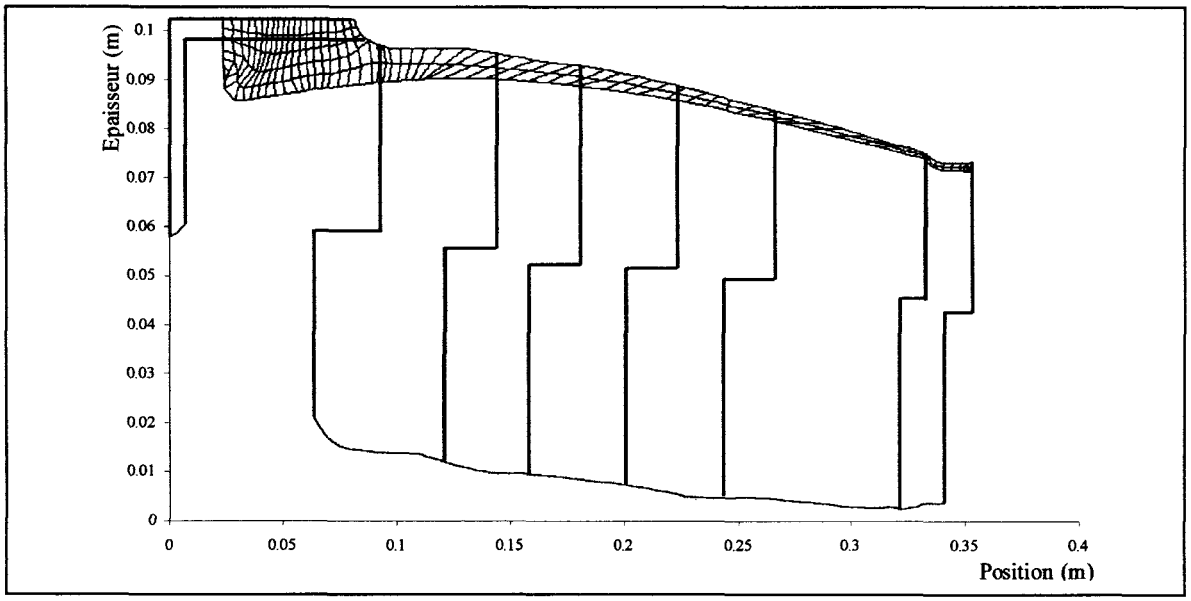


Figure 42 : Epaisseurs du vase cylindrique convexe obtenues par la simulation Eléments Finis du procédé de formage optimisé.

Thickness of the convex cylindrical vase obtained by the optimised Finite elements simulation of the forming process.

4.3. Conclusions.

La méthode d'optimisation, après avoir été utilisée pour l'identification des paramètres matériaux, est appliquée au procédé de formage robotisé pour la réalisation de deux articles :

- un vase cylindrique droit,
- un vase cylindrique convexe.

Pour le vase cylindrique droit, l'optimisation a été menée pour les paramètres de mise en forme les plus influents sur le procédé de formage. L'optimisation a abouti à la détermination des valeurs optimum de ces paramètres, de manière à ce que l'épaisseur du vase cylindrique droit réalisé respecte les contraintes géométriques de la conception. Par la suite, ce procédé de formage a été expérimenté sur site industriel. Les résultats obtenus par la simulation Eléments Finis optimisée et la mesure des épaisseurs des vases formés sont très proches. L'optimisation a donc permis de régler virtuellement le procédé de formage sans avoir à intervenir sur le site industriel et de débuter le réglage du robot avec un jeu de paramètres de mise en forme déjà éprouvé. Le temps de mise en œuvre du robot sur le site industriel a été alors divisé par deux.

Pour le vase cylindrique convexe, une étape d'optimisation de la géométrie a été ajoutée à l'optimisation des paramètres de mise en forme. Cette étape basée sur la méthode d'optimisation, a pour objectif de déterminer la géométrie de la paraison après maillochage permettant d'entrer sans contact dans le moule pour le soufflage final. L'optimisation menée pour le procédé de formage du vase cylindrique convexe a abouti à la détermination d'une paraison après maillochage très allongée. Finalement, l'épaisseur du vase cylindrique convexe, désirée par le concepteur, a été obtenue par un ajustement manuel des paramètres de mise en forme. L'utilisation de l'optimiseur qui intègre maintenant un paramètre géométrique, nous a permis d'introduire, dans le réglage virtuel du procédé de formage, la prédiction de la géométrie de paraison après maillochage. Ces développements ont fait l'objet de deux communications dans deux conférences internationales :

- Modelling of Glass Forming Processes [MAR 98],
- XIXth International Congress on Glass [M0R 01].

5. Conclusions générales et perspectives.

Un nouveau procédé de fabrication robotisé a été développé pour la réalisation d'articles cylindriques en verre creux. L'analyse de sensibilité, appliquée à la simulation par Modèles Eléments Finis du procédé de fabrication d'un vase cylindrique droit, a permis de dégager les paramètres matériaux suivants :

- le coefficient de convection entre le verre et l'air ambiant,
- la viscosité du verre,

et de mises en forme :

- la température initiale du verre,
- l'angle d'inclinaison du robot pendant l'étape de fluage incliné,
- la pression de l'étape de soufflage à l'air libre.

essentiels au succès de la fabrication.

Cette analyse a abouti au développement de deux tests de caractérisation in situ des paramètres matériaux du verre.

- Le premier test met en jeu un lingot de verre en rotation autour de son axe horizontal. Le relevé de température de surface s'effectue, en un point du lingot, par un pyromètre optique. La méthode inverse a été mise en œuvre avec un Modèle en Différences Finies. Le champs initial de températures du verre et le coefficient prenant en compte l'échange par convection et rayonnement thermique avec l'air ambiant ont été identifiés.
- Lors du second test, la déformation du lingot de verre, maintenu en position verticale, est enregistrée par une caméra audiovisuelle. Un traitement des images a permis de mesurer l'allongement du point le plus bas du lingot. Avec une Modélisation par Eléments Finis en couplage thermomécanique, de la déformation du lingot, l'identification par méthode inverse de la viscosité du verre a été réalisée dans la plage de température 500 °C-1000 °C.

S'appuyant sur les essais précédents de caractérisation in situ et la méthode d'optimisation, deux procédés de fabrication ont été optimisés.

- Les valeurs optimum des 3 paramètres de mises en forme primordiaux ont été déterminées pour le procédé de formage du vase cylindrique droit. La mise au point du procédé de formage par l'optimiseur a permis de diviser par 2 le temps de mise en œuvre du robot.

- La géométrie de la paraison après l'étape de maillochage a été optimisée pour le procédé de fabrication d'un vase cylindrique convexe. Cette étape intermédiaire a dû être ajoutée à l'optimisation des paramètres de mises en forme pour que le procédé de fabrication aboutisse correctement.

Ces tests de caractérisation et l'optimisation ont été validés lors de deux campagnes effectuées dans la Cristallerie Rogaska en Slovénie.

L'optimisation nous permet actuellement de régler virtuellement un procédé de formage existant. Il est envisageable qu'à moyen terme :

- la procédure d'optimisation soit étendue à la fabrication d'autres articles et à d'autres procédés de formage,
- le réglage virtuel soit systématiquement utilisé lors de l'intégration du robot dans une nouvelle entreprise ou pour le formage d'un nouvel article,
- une nouvelle méthodologie de formage robotisé soit développée pour des produits complexes mais aussi des produits simples, en se basant sur un mode de travail semi-automatique et en abandonnant l'étape complexe du maillochage pour arriver à un procédé avec moule ébaucheur. L'optimisation peut alors être utilisée pour prédire la forme du moule afin d'obtenir la paraison idéale.

6. Références bibliographiques.

[AND 92] **Anderson, H. J., Liu, G. Q., & Owen D. R. J. (1992).** Computational approaches to the design and forming simulation of glass containers. *Klei Glas Keramiek*, Vol. 13, N°5, p. 150-153.

[BLI 96] **Blintsovskii, A.S., Vorob'ev, N.D., Chizhov, L.A., & Shutov, A.I. (1996).** Mathematical models for calculating the thermal field in pressing of glass articles. *Glass and Ceramics*, Vol. 53, N°9, p. 287-288.

[BRE 77] **Bré, M. (1977).** Caractérisation de la viscoélasticité des verres. *Verres Réfractaires,* Vol. 31, N°6, p. 671-680.

[BRO 00] **Brocard, P., Wichmann, B. (2000).** L'industrie Française du verre. *Revue verre,* Vol. 6, N°2, p. 65-68.

[CAP 79] **Capurso, T., Petropoulos, J., Meunier, H., & Henriette, J. (1979).** Heat transfer through glass and mould during the glass forming process. *Glass International*, Vol. 55, N°9, p 48-59.

[CAR 61] **Caroll, C.W. (1961).** The created reponse surface technique for optimizing nonlinear restrained systems. *Operations Res.*, N°9, p. 169-184.

[CES 86] **Cesar De Sa, J.M.A. (1986).** Numerical modelling of glass forming processes. *Eng. Comput.*, Vol. 3, N°6, p. 266-275.

[COR 84] **Cormeau, A., Corimeau, I., & Roose, J. (1984).** Numerical simulation of glass blowing in numerical analysis of forming processes. *Ed Pittman J. F. T. Zienkiewicz, C. Wood R. D. and Alexander J. M.*, Chap 7, p. 219-238.

[COS 72] **Costa, P. V. (1972).** Untersuchung der thermischen und geometrischen Kontact verhältnisse zwischen Glas und Metall bei der Formgebung heiβen zähflüssingen Glases. *Glastechnische Berichte Glass Science and Techno.*, Vol. 45, N°6, p. 277-287.

[DUB 84] **Dubois, J. (1984).** *Simple histoire régionale du verre.* Ed. Ecomusée de la région Fourmies - Trélon, (France)

[FAR 87] **Farag, I. H., Beliveau, M. J., & Curran, R. L. (1987).** Heat transfer during glass forming. *Chem. Eng. Comm.*, Vol. 52, N°21, p. 21-32.

[FEL 78] **Fellows, C. J., & Shaw, F. (1978).** A laboratory investigation of glass to mould heat transfer during pressing. *Glass Technol.*, Vol. 19, N°1, p. 4-9.

[FUL 25] **Fulcher, G. S. (1925).** Analysis of recent measurements of the viscosity of glasses. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 8, N°6, p. 339-355.

[GAV 95] **Gavrus, A., Massoni, E., & Chenot, J.L. (1995).** Computer aided rheology for constitutive parameter identification. *Proceeding of the IVth computational plasticity fundamentals and applications*, Barcelone, p.779-786.

[GEL 94] **Gelin, J.C., & Ghouati, O. (1994).** An inverse method for determining viscoplastic properties of aluminium alloys. *J. of Materials Processing technology*, Vol. 45, N° 1-4, p. 435-440.

[GRA 61] **Mc Graw, D. A. (1961).** Transfer of heat in glass during forming. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 44, N°7, p. 353-363.

[HUF 80] **Huff, N. T., Shetterly, D..H., & Hibbits, L. C. (1980).** Glass to metal heat flow during glass container forming. *Glass International*, Vol. 12, N°6, p. 20-23.

[KEN 71] **Kent, R., & Rawson, H. (1971).** An experimental and theoretical investigation of glass pressing. *Glass Technol.*, Vol. 12, N°5, p. 117-127.

[LAK 77] **Lakatos, T., Johansson, L.G., & Simmingsköld, B. (1977).** Investigation on viscosity-temperature relations in the lead crystal system containing 24-30% PbO. Part I. *Glasteknisk Tidskrift*, Vol. 32, N°2, p. 31–35.

[LAK 78] **Lakatos, T., Johansson, L.G., & Simmingsköld, B. (1978).** Investigation on viscosity-temperature relations in the lead crystal system containing 24-30% PbO. Part II. *Glasteknisk Tidskrift*, Vol. 33, N°3, p. 55-59.

[LAK 79] **Lakatos, T., Johansson, L.G., & Simmingsköld, B. (1979).** Investigation on viscosity-temperature relations in the lead crystal system containing 24-30% PbO. Part III. *Glasteknisk Tidskrift*, Vol. 34, N°1, p. 9-11.

[LOC 96a] **Lochegnies, D., Noiret, C. & Oudin, J. (1996).** A computing procedure for the temperature in the glass. Application to the finite element analysis of the hollow glass forming. *Glastechnische Berichte Glass Science and Techno.*, Vol. 69, N°8, p. 253-264.

[LOC 96b] **Lochegnies, D., Marion, C., Carpentier, E. & Oudin, J. (1996).** Finite element contributions to glass manufacturing control and optimisation. Part 2. Blowing, pressing and centrifuging of hollow items. *Glass Technol.*, Vol. 37, N°5, p. 169-174.

[LOC 99] **Lochegnies, D., Wiertel, P. & Narayanaswamy, O.S. (1999).** Inverse determination of material properties and optimization of flat glass tempering. *Int. Journal of Forming Processes*, Vol. 2, N°1-2, p. 95-116.

[LUK 84] **Lukisher, E. H. M., & Flow, C.J. (1984).** Résistance thermique à l'interface verre/métal et échange thermique lors du formage du verre. (Orig. Russ.) *Fiz. Khim. Stekla.*, Vol. 10, N°. 5, p. 630-634.

[MAN 88] **Manns, P., & Brückner, R. (1988).** Non-Newtonian flow behaviour of a soda-lime-silicate glass at high deformations rates. *Glastechnische Berichte Glass Science and Techno.*, Vol. 61, N°2, p. 46-56.

[MAN 74] **Manthututhil, J., & Ali, I. (1974).** Simplified mathematical model simulating heat transfer in glass forming moulds. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 57, N°8, p. 345-350.

[MAR 63] **Marquardt, D. W. (1963).** An algorithm for least squares estimation of nonlinear parameters. *J. Soc. Indust. Appl. Math.*, N°11, p. 431-440.

[MAR 98] **Marechal, C., Lochegnies, D., & Oudin, J. (1998).** Finite element models for robotics in hollow glass forming. *Proceedings of Modelling of Glass Forming Processes*, Valenciennes (France), p. 181-190.

[MAR 99] **Marechal, C., Lochegnies, D., & Oudin, J. (1999).** Numerical optimization of a new robotized glass blowing. *5th ESG Conference on Glass Science and Technology for the 21st Century*, Prague (République Tchèque), p.44-50.

[MOO 58] **Moore, J., & Sharp, D.E. (1958).** Note on calculation of effect of temperature and composition on the specific heat of glass. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 41, N°11, p. 461-463.

[MOR 01] **Moreau, P., Marechal, C., Lochegnies, D. (2001).** Optimum parison shape for glass blowing. *Proceedings of XIXth International Congress on Glass*, Edinburgh (Ecosse), en cours de publication.

[MOR 98] **Moreau, P., Lochegnies, D. & Oudin, J. (1998).** An inverse method for temperature distribution prediction in creep forming process. *Proc. Instn. Mech. Engrs. , Part E, J. of Proc. Mech. Eng.*, Vol. 212, N°1, p. 7-11.

[MOR 99] **Moreau, P., Lochegnies, D. & Oudin, J. (1999).** Optimum tool design for flat glass pressing. *Int. Journal of Forming Processes*, Vol. 2, N°1-2, p. 81-94.

[NOI 96] **Noiret, C., Thibaud, C., Lochegnies, D. & Oudin, J. (1996).** Le formage du verre creux : l'approche numérique sur deux exemples. *Verre*, Vol. 2, N°3, p. 19-22.

[OKS 94] **Öksoy, D., Pye, L. D., & Boulos E.N. (1994).** Statistical analysis of viscosity-composition data in glassmaking. *Glastechnische Berichte Glass Science and Techno.*, Vol. 67, N°7, p. 189-195.

[POT 99] **Pöting, K. (1999).** Process modelling : a future trend in hollow glass manufacturing. *International Journal of Forming Processes*, Vol. 2, N°1-2, p. 17-24.

[PRI 80] **Primenko, V.I. (1980).** Theoretical method of determining the temperature dependence of the thermal conductivity of glasses. *Steko i Keramike*, N°5, p. 17-18.

[REK 90] **Rekhson, S. M., Wang, Y., & Wang, H.P. (1990).** Computer modelling of glass flow in ribbon process. *Ceram. Eng. Sci Proc.*, Vol. 11, N°1-2, p. 196-204.

[REK 93] **Rekhson, S., & Lu, Z. H. (1993).** Computer modelling of the forming process. *The glass industry*, Vol. 74, N°13, p. 15-19.

[ROD 95] **Rodie, T., Gresovnik, I., & Owen, D. R. J. (1995).** Application of error minimization concept to estimation of hardening parameters in the tension test. *Computational plasticity fundamentals and applications*, Barcelone (Espagne), p.779-786.

[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*, Vol. 33, N°10, p. 2039-2057.

[SCH 91] **Scholze, H. (1991).** *Glass : nature, structure, and properties.* Edition Springer-Verlag New York (Etats Unis).

[SHA 51] **Sharp, D.E., & Ginther, L.B. (1951).** Effect of composition and temperature on the specific heat of glass. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 34, N°9, p. 260-271.

[SHE 80] **Shetterly, D.H., & Huff, N.T. (1980).** Mould surface temperatures during glass container forming. *Glass International*, Vol. 12, N°6, p. 16-19.

[SIM 82] **Simmons, J. H., Mohr, R. K., & Montrose, C. J. (1982).** Non-Newtonian viscous flow in glass. *J. Appl. Phys.*, Vol. 53, N°6, p. 4075-4080.

[SIM 88] **Simmons, J. H., Ochoa, R., Simmons, K. D., & Mills, J. J. (1988).** Non-Newtonian viscous flow in soda-lime-silica glass at forming and annealing temperature. *J. Non-Cryst. Solids*, Vol. 105, N°3, p. 313-322.

[SIM 89] **Simmons, J. H., & Simmons, C. J. (1989).** Non-linear viscous flow in glass forming. *Am. Ceram. Soc. Bull.*, Vol. 68, N°11, p. 1949-1955.

[TAK 90] **Takamori, T., & Tomozawa, M. (1990).** Comment on "Non-linear Viscous Flow in Glass Forming". *Am. Ceram. Soc. Bull.*, Vol. 69, N°9, p. 1506-1507.

[TAT 91] **Tateishi, S., Sasaki, S., & Kobayashi, T. (1991).** Coupled thermal-stress analysis of glass blowing process. *Proceeding of the International Conference on Computational Engineering Science*, Melbourne (Australie).

[TRI 89] **Trier, W. (1989).** Forming processes of hot glass. *Proceeding of XVth International Congress on Glass*, Leningrad (Russie), p. 494-515.

[VAN 00] **Van Der Linden, B.J., Laevsky, K., & Mattheij, R.M.M. (2000).** Radiative heat transfer in a press-and-blow forming process. *Proceeding of the ICG 2000 : Glass in the New Millenium*, Amsterdam (Hollande).

[VAN 51] **Van Zee, A.F., & Babcock, C.L. (1951).** A method for the measurement of thermal diffusivity of molten glass. *J. Amer. Ceram. Soc.*, Vol. 34, p. 244-250.

[VER 99] **(1999).** Quelques données économiques, *Revue verre,* Vol. 5, N°4, p. 53-55.

[VRI 84] **De Vriendt A. B. (1984).** *La transmission de chaleur.* Edition Gaëtan Morin Québec (Canada), p. 576-585.

[WIL 86] **Williams, J. H., Owen, D. R. J., & Cesar De Sa, J.M.A. (1986).** The numerical modelling of glass forming process. *Proceeding of the XIVth Internat. Congress on glass*, New Delhi (Inde), p. 138-145.

Annexe A. Paramètres matériaux du verre de la Cristallerie Rogaska.

Composition.

La composition récapitulée dans le Tableau A1 est celle du verre utilisé par la Cristallerie Rogaska.

Tableau A1 : Composition du verre de la Cristallerie Rogaska.

Rogaska glass composition.

SiO_2	Na_2O	K_2O	B_2O_3	Sb_2O_3	BaO	CaO
73.89%	8.3%	9.23%	0.7%	0.35%	2.58%	4.95%

Masse volumique.

La masse volumique du verre de la Cristallerie Rogaska a été mesurée sur différents échantillons. Les mesures sont récapitulées dans le Tableau A2. La masse volumique moyenne trouvée est 2494 $kg.m^{-3}$ et l'écart à la moyenne des différentes mesures réalisées n'excède pas 0.1%.

Tableau A2 : Mesures de la masse volumique du verre de la Cristallerie Rogaska pour différents échantillons et écart à la moyenne.

Measured density of the glass of Rogaska for several specimens and difference to the average.

Echantillons	Masse volumique ($kg.m^{-3}$)	Ecart à la moyenne
1	2494,1	0,004%
2	2496,0	0,074%
3	2492,9	0,054%
4	2496,8	0,104%
5	2491,7	0,098%
6	2491,9	0,094%
7	2496,0	0,072%

Chaleur spécifique.

La chaleur spécifique, en fonction de la température T, est calculée à partir de la relation donnée par Sharp [SHA 51] :

$$C_v(T) = \frac{0.00146 \cdot T^2 \cdot \sum_{i=1}^{S} a_i \cdot p_i + 2 \cdot T \cdot \sum_{i=1}^{S} a_i \cdot p_i + \sum_{i=1}^{S} c_i \cdot p_i}{(0.00146 \cdot T + 1)^2} \cdot 4187 \qquad \text{Eq. A1}$$

où a_i et c_i sont des facteurs de calcul fournis par Sharp pour chaque $i^{éme}$ élément entrant dans la composition du verre (Tableau A3). p_i est le pourcentage de cet élément (Tableau A1). S est le nombre d'éléments entrant dans la composition du verre.

Tableau A3 : Valeurs de a_i et c_i pour les composants du verre de la Cristallerie Rogaska pour le calcul de la chaleur spécifique.

a_i and c_i value for compounds of Rogaska glass for the calculation of the specific heat.

Eléments de la composition.	**SiO_2**	**Na_2O**	**K_2O**	**B_2O_3**	**CaO**	**BaO**	**Sb_2O_3**
$a_i(.10^{-8})$	468	829	445	598	410	-	-
c_i $(.10^6)$	1657	2229	1756	1935	1709	-	-

L'évolution de la chaleur spécifique du verre de la Cristallerie Rogaska selon la relation de Sharp (Eq. A1) est :

$$C_v(T) = \frac{2.9353 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 + 4.0209 \cdot T + 699.05}{(0.00146 \cdot T + 1)^2} \qquad \text{Eq. A2}$$

L'évolution est représentée sur la Figure A1.

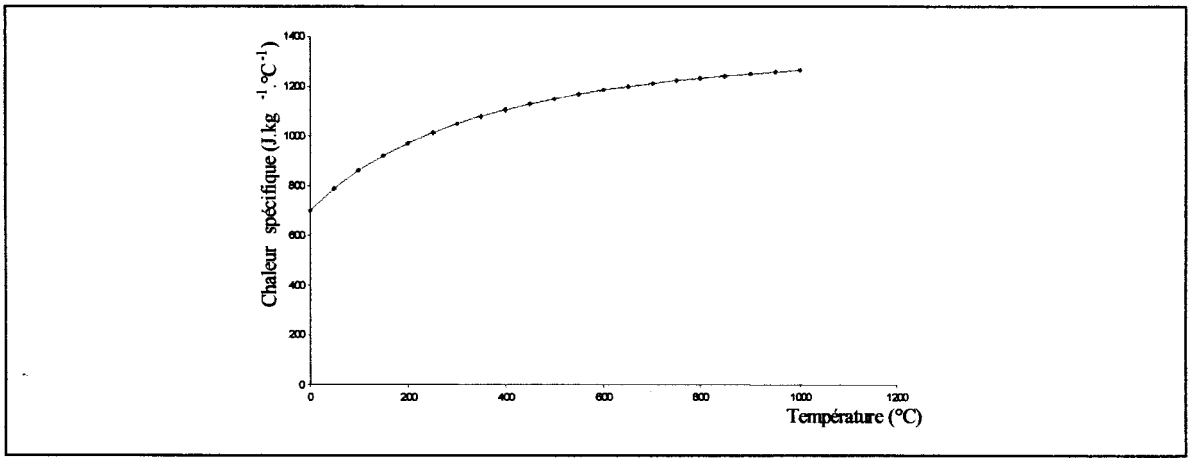


Figure A1 : Evolution de la chaleur spécifique du verre de la Cristallerie Rogaska.

Evolution of the specific heat of Rogaska glass.

Conductivité thermique.

Le calcul de la conductivité thermique se fera de deux manières différentes. Pour les températures inférieures à 600°C, la conductivité réelle est utilisée. Elle est calculée, pour chaque température, à partir de la relation donnée par Primenko [PRI 80] :

$$k_v = 10^{-3} \cdot \sum_{i=1}^{S} k_i \cdot p_i \qquad \text{Eq. A3}$$

où k_i est un facteur de calcul pour chaque élément entrant dans la composition (Tableau A4) et p_i le pourcentage de l'élément (Tableau A1). S est le nombre d'éléments entrant dans la composition du verre.

Tableau A4 : Valeurs de k_i pour les composants du verre de la Cristallerie Rogaska pour le calcul de la conductivité.

k_i value for compounds of Rogaska glass for the calculation of conductivity.

Eléments de la composition.	SiO_2	Na_2O	K_2O	B_2O_3	CaO	BaO	Sb_2O_3
0°C	12.99	-5.17	2.17	11.96	12.37	1.86	-
300°C	17.15	7.86	6.16	10.56	8.72	4.42	-
600°C	21.59	18.83	13.89	8.37	8.19	10.07	-

Avec la composition (Tableau A1), la conductivité réelle dans la gamme [0°C, 600°C] du verre de la Cristallerie Rogaska est donnée dans le Tableau A5 et représentée sur la Figure A2a.

Tableau A5 : Conductivité réelle du verre de la Cristallerie Rogaska entre 0°C et 600°C.

Real conductivity of Rogaska glass between 0°C and 600°C.

Température T (°C)	0	300	600
k_v ($W.m^{-1}.°C^{-1}$)	1.01	1.45	1.94

Au delà de 600°C, les effets du rayonnement interne du verre ne peuvent plus être négligés pour le calcul de la quantité de chaleur transportée dans le volume de verre. C'est pourquoi à partir de cette température, la conductivité effective est $k_v^*(T)$ calculée à partir de la diffusivité du verre :

$$k_v^*(T) = \rho_v \cdot C_v(T) \cdot \alpha_v(T) \qquad \text{Eq. A4}$$

où ρ_v est la masse volumique, $C_v(T)$ est la chaleur spécifique et $\alpha_v(T)$ est la diffusivité du verre. La diffusivité donnée par VanZee et Babcock [VAN 51] est calculée à partir de :

$$\alpha_v(T) = 10^{(0.0016074 \cdot T - 6.95248)} \qquad \text{Eq. A5}$$

Pour la composition du verre de la Cristallerie Rogaska (Tableau A1), les relations (Eq. A4, Eq. A5) fournissent, dans la gamme de température [700°C, 1400°C], une conductivité effective k_v^* donnée dans le Tableau A6 et représentée sur la Figure A2b.

Tableau A6 : Conductivité effective du verre de la Cristallerie Rogaska entre 700°C et 1400°C.

Effective conductivity of Rogaska glass between 700°C and 1400°C.

Température T (°C)	700	900	1100	1300	1400
$k_v^*(T)$ ($W.m^{-1}.°C^{-1}$)	4.53	9.35	20.7	42.03	65.04

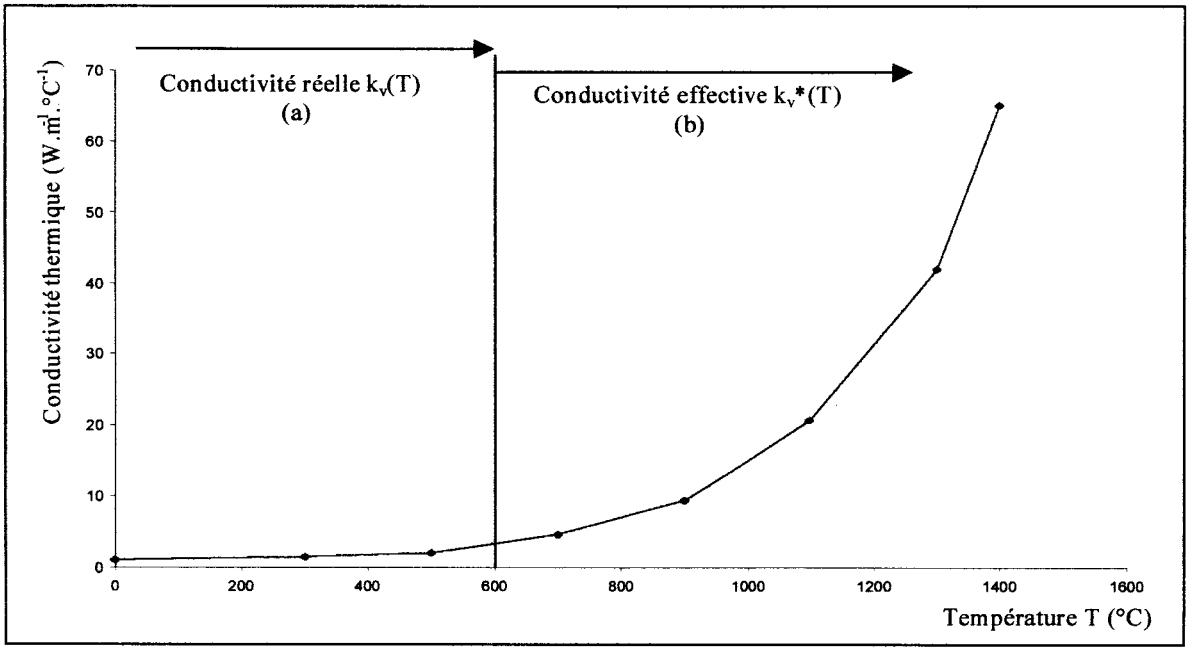


Figure A2 : Evolution de la conductivité thermique du verre de la Cristallerie Rogaska ; (a)- conductivité réelle, (b)- conductivité effective.

Evolution of thermal conductivity of Rogaska glass; (a) - real conductivity, (b) -effective conductivity.

Viscosité.

Vogel, Fulcher et Tammann [FUL 25] ont exprimé la thermodépendance de la viscosité du verre entre 500°C et 1300°C selon une loi logarithmique (loi V.F.T.) :

$$\mathrm{Log}(\eta) = -A + \frac{B}{(T - T_o)} \qquad \text{Eq. A6}$$

où A, B et T_o sont des constantes dépendant de la nature du verre.
Sholze a regroupé un certain nombre de travaux, visant à exprimer les contantes A, B et T_o, ou la viscosité, en fonction de la composition du verre[SCH 91]. Ces diverses équations se limitent chacune à une plage de pourcentages d'éléments. Pour la composition du verre de la Cristallerie Rogaska (Tableau A1), il a été retenu la relation donnée par :

$$T_\eta = \sum_{i=1}^{S} \frac{c_i \cdot p_i}{p_{SiO_2}} \qquad \text{Eq. A7}$$

où T_η est la température pour une viscosité η donnée, c_i est le facteur de calcul pour le $i^{éme}$ élément (Tableau A7), p_{SiO_2} le pourcentage de SiO_2et p_i le pourcentage de l'élément i. S est le nombre d'éléments entrant dans la composition du verre.

Tableau A7 : Valeurs de c_i des composants du verre de la Cristallerie Rogaska pour le calcul de la température d'une viscosité η donnée.

c_i value of Rogaska glass compounds for the calculation of the temperature for a given viscosity η.

Log(η) (η en Pa.s^{-1})	1	2	3	6.6	12
c_{SiO_2}	1715.52	1472.79	1254.2	822.37	569.91
c_{K_2O}	123.42	-240.4	-357.53	-200.07	-45.1
c_{Na_2O}	-794.97	-1065.63	-931.13	-514.08	-369.05
$c_{B_2O_3}$	-1796.89	-1218.56	-926.75	-459.96	150.79
c_{BaO}	171.78	-112.01	-220.02	344.8	-222.01
c_{CaO}	-857.51	-595.98	-430.87	2.03	289.34
$c_{Sb_2O_3}$	-	-	-	-	-

Les couples (température T_η, viscosité η) calculés à partir de la composition du verre de la Cristallerie Rogaska sont récapitulés Tableau A8.

Tableau A8 : Couples (température T_η, viscosité η) du verre de la Cristallerie Rogaska.

Couples (viscosity, temperature) of Rogaska glass.

η (η en Pa.s^{-1})	1	2	3	6.6	12
Température (°C)	1573	1267	1059	747	535

Ces valeurs de couples ont permis d'identifier, par interpolation selon le modèle V.F.T., les valeurs des constantes A, B et T_0 :

$$\text{Log}(\eta) = -1.9458 + \frac{5407}{(T - 174.5)} \qquad \text{Eq. A8}$$

La Figure A3 fournit la représentation de cette loi logarithmique dans l'intervalle de température [400°C, 1600°C].

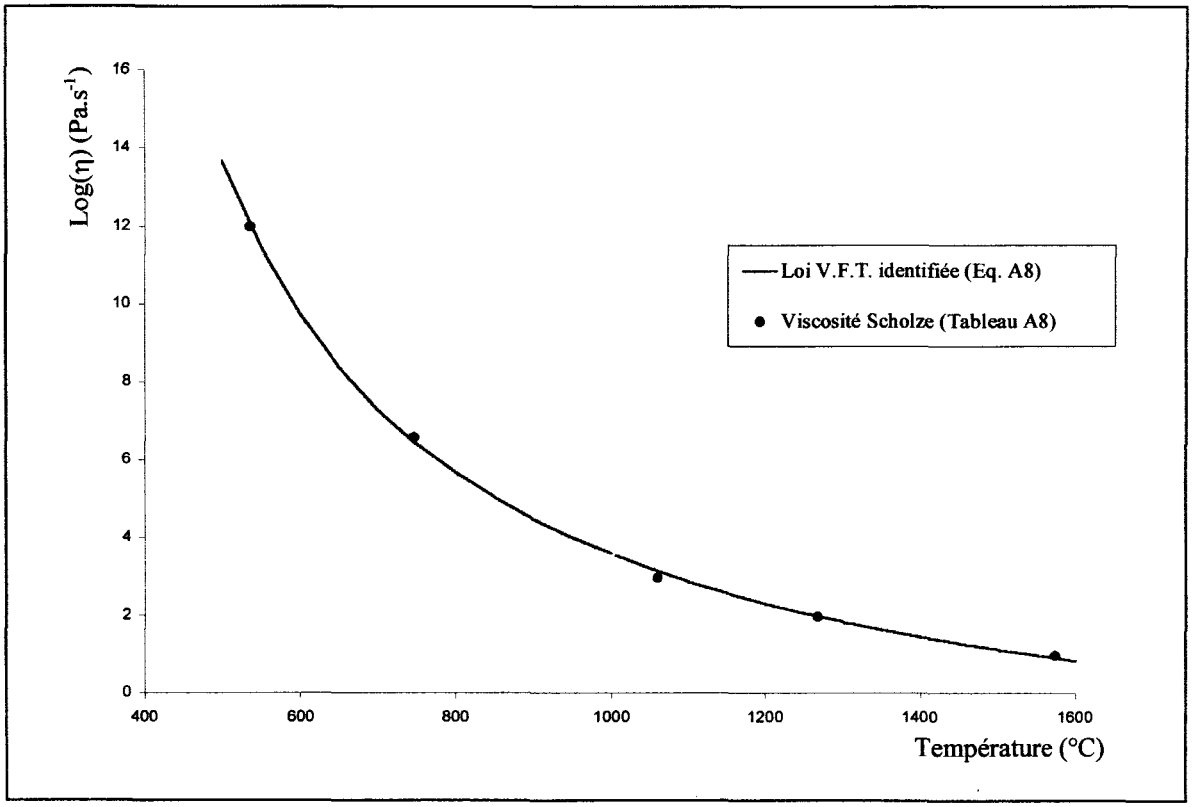


Figure A3 : Evolution de la viscosité du verre de la Cristallerie Rogaska en fonction de la température.

Viscosity evolution according to the temperature of Rogaska glass.

Convection avec l'air ambiant.

Cesar De Sa propose une relation simplifiée pour le calcul du flux thermique de convection échangé entre le verre et l'air ambiant [CES 86]. Cette relation est donnée par :

$$q_{cr} = h_a(T) \cdot (T - T_a) \qquad \text{Eq. A9}$$

où q_{cr} est la quantité de chaleur échangée entre le verre et l'air, $h_a(T)$ est le coefficient de convection évolutif en fonction de la température, T est la température de surface du verre et T_a la température de l'air. Pour intégrer les phénomènes d'échange par rayonnement thermique, le coefficient de convection entre le verre et l'air ambiant est décrit par une loi linéaire fonction de la température :

$$h_a(T) = a \cdot T + b \qquad \text{Eq. A10}$$

où a et b sont des constantes dépendant de la nature du verre.

Pour le verre de la Cristallerie Rogaska, les coefficients a et b sont calculés par interpolation linéaire, de l'évolution du coefficient de convection à l'air ambiant (Figure A4) proposé par Cesar de Sa. Dans ce cas la température de l'air est de 500°C et la température de verre est approximativement de 1000°C.

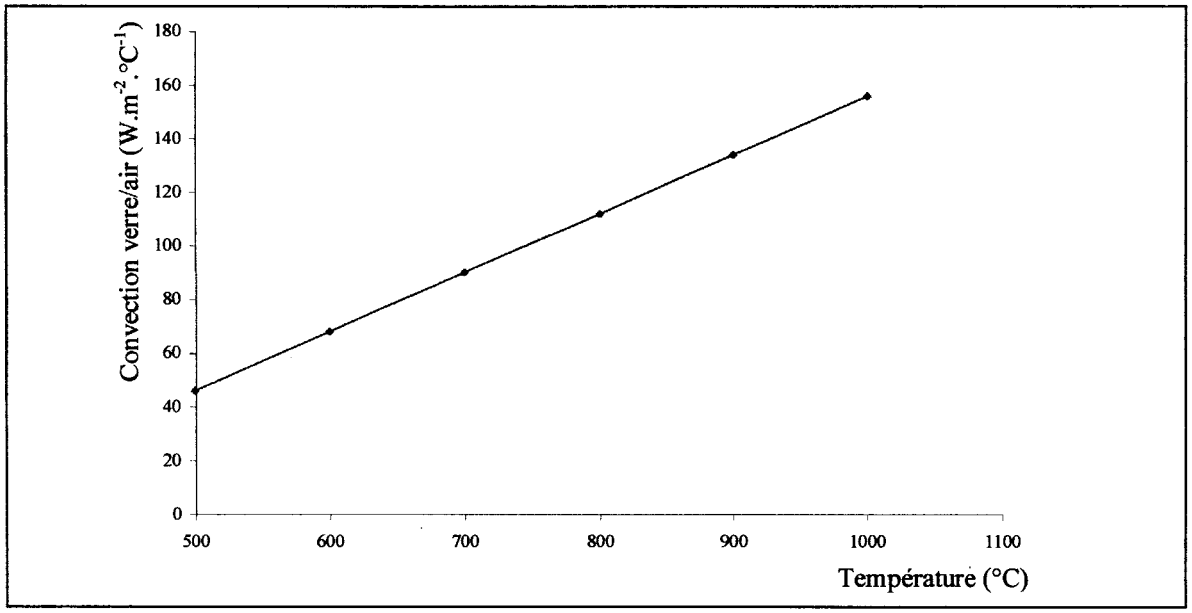


Figure A4 : Evolution du coefficient de convection entre le verre et l'air d'après Cesar de Sa.

Evolution of the convection coefficient between the glass and the air according to Cesar de Sa.

Le coefficient de convection, fonction de la température de surface du verre, est calculé a partir de :

$$h_a(T) = 0.22 \cdot T - 64 \qquad \text{Eq. A11}$$

Annexe B. Modélisation thermique 1D axisymétrique par la Méthode des Différences Finies en formulation explicite.

Le modèle développé ici est 1D axisymétrique en thermique instationnaire et fait appel à la Méthode des Différences Finies en formulation explicite [VRI 84].

La discrétisation de la pièce axisymétrique va se faire suivant son rayon R. Elle sera composée de (n+1) nœuds (Figure B1) espacés régulièrement les uns des autres d'un pas ΔR :

$$\Delta R = \frac{R}{n} \qquad \text{Eq. B1}$$

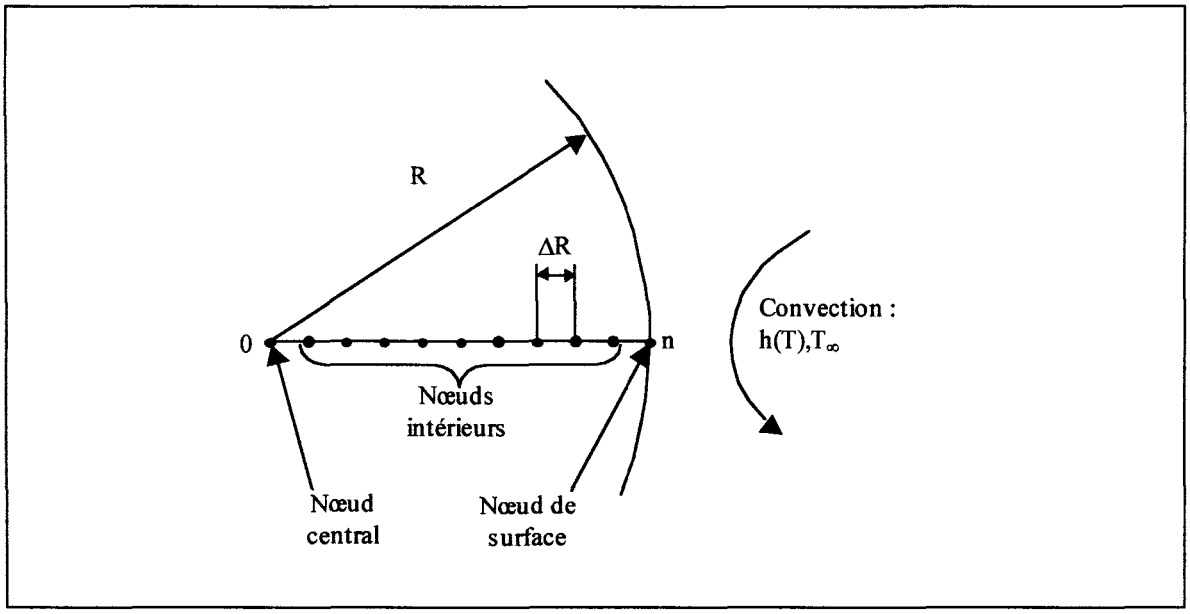


Figure B1: Modélisation 1D axisymétrique.

1D axisymmetric model.

Les équations algébriques liées au modèle sont données pour les trois familles de nœuds du modèle de la Figure B1 :

- nœud central 0,
- nœud intérieur de 1 à (n-1),
- nœud de surface n.

Bilan thermique au nœud central.

Le bilan thermique au nœud central est donné par :

$$Q_{10}^{t} = \rho \cdot C \cdot V_0 \cdot \frac{T_o^{t+\Delta t} - T_o^{t}}{\Delta t} \qquad \text{Eq. B2}$$

où ρ est la masse volumique, C la chaleur spécifique et V_0 le volume de rayon $\frac{\Delta R}{2}$ centré autour de 0, T_o^t la température du nœud 0 à l'instant t, $T_o^{t+\Delta t}$ la température du nœud 0 à l'instant $t+\Delta t$, Q_{10}^t le flux par conduction du nœud 1 vers le nœud 0 donné par :

$$Q_{10}^{t} = k \cdot S_{01} \cdot \frac{T_1^t - T_o^t}{\Delta R} \qquad \text{Eq. B3}$$

où k est la conductivité thermique du matériau et S_{01} la surface d'échange thermique entre le nœud 0 et le nœud 1 (centrée autour du nœud 0 et de rayon $\frac{\Delta R}{2}$).

En combinant Eq. B2 et Eq. B3, la température au nœud 0 à l'instant $t+\Delta t$ est donnée par l'équation algébrique :

$$T_o^{t+\Delta t} = 4 \cdot F_o \cdot T_1 + (1 - 4 \cdot F_o) \cdot T_o^t \qquad \text{avec } F_o \le \frac{1}{4} \qquad \text{Eq. B4}$$

où F_o est le nombre de Fourier défini par :

$$F_o = \frac{\alpha \cdot \Delta t}{\Delta R^2} = \frac{k \cdot \Delta t}{\rho \cdot C \cdot \Delta R^2}. \qquad \text{Eq. B5}$$

α est la diffusivité du matériau. $F_o \le \frac{1}{4}$ assure la stabilité de la relation Eq. B4 et pour un ΔR fixé fournit la valeur limite du pas de temps Δt pour le calcul de la température au nœud 0.

Bilan thermique aux nœuds intérieurs.

Pour les nœuds intérieurs i compris entre 1 et n-1, le bilan thermique donne :

$$Q_{i-1,i}^{t} + Q_{i+1,i}^{t} = \rho \cdot C \cdot V_i \cdot \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^{t}}{\Delta t} \qquad \text{Eq. B6}$$

où V_i est le volume de la région autour du nœud i, de rayon intérieur $\left(i - \frac{1}{2}\right) \cdot \Delta R$ et de rayon extérieur $\left(i + \frac{1}{2}\right) \cdot \Delta R$, T_i^t la température du nœud i à l'instant t, $T_i^{t+\Delta t}$ la température du nœud i à l'instant t+Δt, avec $Q_{i-1,i}^t$ et $Q_{i+1,i}^t$ les flux thermiques de conduction issus des nœuds i-1 et i+1 vers le nœud i et donnés par les relations :

$$Q_{i-1,i}^{t} = k \cdot S_{i-1,i} \cdot \frac{T_{i-1}^{t} - T_i^{t}}{\Delta R} \qquad \text{Eq. B7}$$

$$Q_{i+1,i}^{t} = k \cdot S_{i+1,i} \cdot \frac{T_{i+1}^{t} - T_i^{t}}{\Delta R} \qquad \text{Eq. B8}$$

où $S_{i-1,i}$ et $S_{i+1,i}$ sont les surfaces d'échange thermique entre les nœuds i-1 et i+1 et le nœud i.

En combinant Eq. B6, Eq. B7 et Eq. B8, la température au nœud intérieur i à l'instant t+Δt est donnée par la relation algébrique :

$$T_i^{t+\Delta t} = \left(\frac{2 \cdot i - 1}{2 \cdot i}\right) \cdot F_o \cdot T_{i-1}^{t} + \left(\frac{2 \cdot i + 1}{2 \cdot i}\right) \cdot F_o \cdot T_{i+1}^{t} + (1 - 2 \cdot F_o) \cdot T_i^{t} \qquad \text{Eq. B9}$$

$$\text{avec } F_o \leq \frac{1}{2}$$

Le choix de $F_o \leq \frac{1}{2}$ assure la stabilité de la relation Eq. B9.

Bilan thermique au nœud de surface.

Pour le nœud de surface où va s'appliquer l'échange thermique avec l'air, le bilan thermique est :

$$Q_{n-1,n}^{t} + Q_{\infty,n}^{t} = \rho \cdot C \cdot V_n \cdot \frac{T_n^{t+\Delta t} - T_n^{t}}{\Delta t} \qquad \text{Eq. B10}$$

où V_n est le volume de la région autour du nœud n, de rayon intérieur $\left(n-\frac{1}{2}\right)\cdot\Delta R$ et de rayon extérieur $R=n\cdot\Delta R$, T_n^t la température du nœud n à l'instant t et $T_n^{t+\Delta t}$ la température du nœud i à l'instant t+Δt. $Q_{n-1,n}^t$ représentant le flux thermique de conduction issu du nœud n-1 vers le nœud n, est donné par la relation :

$$Q_{n-1,n}^t = k\cdot S_{n-1,n}\cdot\frac{T_{n-1}^t - T_n^t}{\Delta R} \qquad \text{Eq. B11}$$

où $S_{n-1,n}$ est la surface d'échange thermique entre le nœud n-1 et le nœud n.

$Q_{\infty,n}^t$ représente dans l'équation Eq. B10 le flux thermique de convection avec le milieu extérieur. Il est donné par :

$$Q_{\infty,n}^t = h\left(T_n^t\right)\cdot S_{\infty,n}\cdot\left(T_\infty^t - T_n^t\right) \qquad \text{Eq. B12}$$

où $S_{\infty,n}$ est la surface d'échange thermique entre le nœud n et le milieu extérieur. $h\left(T_n^t\right)$ est le coefficient de convection évolutif en fonction de la température proposé par Cesar De Sa selon le modèle lineaire [CES 86] :

$$h\left(T_n^t\right) = a\cdot T_n^t + b \qquad \text{Eq. B13}$$

En combinant Eq. B10, Eq. B11 et Eq. B12, la température au nœud de surface à l'instant t+Δt est solution de l'équation algébrique :

$$T_n^{t+\Delta t} = 4\cdot\left(\frac{2\cdot n-1}{4\cdot n-1}\right)\cdot F_o\cdot T_{n-1}^t + \left(1-4\cdot\left(\frac{2\cdot n-1}{4\cdot n-1}\right)\cdot F_o - \frac{8\cdot n\cdot Bi\left(T_n^t\right)}{4\cdot n-1}\right)\cdot T_n^t + \left(\frac{8\cdot n\cdot Bi\cdot T_n^t}{4\cdot n-1}\right)\cdot T_\infty^t \qquad \text{Eq. B14}$$

$$\text{avec } F_o \le \frac{4\cdot n-1}{4\cdot(2\cdot n-1)+8\cdot n\cdot Bi\left(T_n^t\right)}.$$

$Bi\left(T_n^t\right)$ est le nombre de Biot défini par :

$$Bi\left(T_n^t\right)=\frac{h\left(T_n^t\right)\cdot\Delta R}{k}. \qquad \text{Eq. B15}$$

Dans notre cas, la modélisation va comporter n=11 nœuds et la résolution se fait sous forme d'un système algébrique de la forme :

$$\left\{T^{t+\Delta t}\right\}=\left[A_t\right]\cdot\left\{T^t\right\}+\left\{B_t\right\} \qquad \text{Eq. B16}$$

où $\left\{T^{t+\Delta t}\right\}$ est un vecteur (dimension n) représentant les températures en chaque nœud à l'instant t+Δt et $\left\{T^t\right\}$ est un vecteur (dimension n) représentant les températures en chaque nœud à l'instant t. $\left[A_t\right]$ est une matrice (dimension nxn) et $\left\{B_t\right\}$ est un vecteur (dimension n) qui contiennent les coefficients des équations algébriques Eq. B4, Eq. B9 et Eq. B14. De la sorte, par pas successifs Δt, l'évolution de la température en tous les nœuds peut être calculée.

Si les paramètres matériaux évoluent avec la température, à chaque pas de temps Δt ils sont recalculés en fonction de la température globale moyenne de la pièce de verre. Cette méthode permet de ne pas pénaliser le temps de calcul et de ne pas perdre l'intérêt de l'utilisation de cette modélisation. Parmi les 3 critères de stabilité (Eq. B4, Eq. B9 et Eq. B14), le plus sévère (Eq. B14) fournit pour la résolution du système (Eq. B16) le Δt maximum.

Annexe C. Méthode d'optimisation.

Principe.

La méthode d'optimisation utilisée est basée sur un schéma itératif à trois étapes. Le but est de déterminer N paramètres p_i (qui peuvent être des paramètres matériaux à identifier ou procédés à optimiser) de manière à ce que la différence entre la solution objectif $\hat{f}$ et la solution numérique $f^*(p_i)$ soit la plus faible possible. La fonction erreur E à minimiser s'exprime par :

$$E(p_i) = \frac{1}{2}\sum_{s=1}^{M}(r_s(p_i))^2 \qquad \text{Eq. C1}$$

$$\text{avec } r_s(p_i) = f_s^*(p_i) - \hat{f}_s \text{ et } i=1, N \qquad \text{Eq. C2}$$

où M est le nombre de points de comparaison.
Il est possible d'ajouter des contraintes, pour limiter à un domaine de validité les paramètres à optimiser, en pénalisant la fonction erreur. Cette contrainte $C_j(p_i)$ s'exprime par :

$$C_j(p_i) \geq 0 \qquad j=1,q \qquad \text{Eq. C3}$$

où q représente le nombre de contraintes.
La fonction erreur se réécrit alors :

$$E^*(p_i) = E(p_i) + \sum_{j=1}^{q}\xi_j(p_i) \qquad \text{Eq. C4}$$

$$\text{avec } \xi_j(p_i) = \frac{\omega_j(p_i)}{C_j(p_i)} \qquad \text{Eq. C5}$$

où $\xi_j(p)$ est la fonction de pénalisation proposée par Caroll [CAR61], et $\omega_j(p_i)$ un scalaire positif de pénalisation que Schnur [SCH 92] propose de déterminer par :

$$\text{avec } \omega_j(p_i) = 0.0001 \cdot C_j(p_i) \cdot E(p_i) \qquad \text{Eq. C6}$$

Méthode de résolution.

L'optimisation débute après avoir fait le choix des paramètres initiaux. Ces valeurs initiales sont soit issues d'une première analyse de la simulation numérique, soit des données utilisées pour une simulation appliquée à un cas similaire. La résolution se fait à l'aide d'un algorithme développé par Levenberg-Marquardt [SCH 92]. Utilisant une méthode du type du gradient conjugué, les corrections dp_i à apporter aux paramètres p_i pour l'itération k s'expriment par :

$$\left[\left(J^k\right)^T \cdot J^k + \lambda^k \cdot I + H^k\right] \cdot dp_i^k = -\left(J^k\right)^T \cdot r^k + G^k \qquad \text{Eq. C7}$$

où λ est le paramètre de Levenberg-Marquardt. J est la matrice jacobienne de la fonction erreur $E(p_i)$, G et H les dérivées première et seconde de la fonction de pénalité $\xi_j(p)$ sont exprimées par :

$$J_{si} = \frac{\partial r_s}{\partial p_i} = \frac{\partial f_s^*}{\partial p_i} \qquad s=1,M \text{ et } i=1, N \qquad \text{Eq. C8}$$

$$G_i = \sum_{j=1}^{q} \frac{\partial \xi_j}{\partial p_i} \qquad i=1, N \qquad \text{Eq. C9}$$

$$H_{il} = \sum_{j=1}^{q} \frac{\partial^2 \xi_j}{\partial p_i \cdot \partial p_l} \qquad i,l=1, N \qquad \text{Eq. C10}$$

où J_{si}, les termes de la matrice jacobienne, sont approximés par Différences Finies. Un coefficient de sensibilité S_p est ajouté à l'algorithme pour le calcul des dérivées partielles de chaque paramètre :

$$\frac{\partial f^*(p_i)}{\partial p_i} = \frac{f^*(p_i + \Delta p_i) - f^*(p_i)}{\Delta p_i} \qquad \text{avec } \Delta p_i = p_i \,.S_p \qquad \text{Eq. C11}$$

Le paramètre de Levenberg-Marquardt λ va simultanément déterminer la direction et la taille de la correction dp. Marquardt a montré que si ce paramètre tend vers l'infini, la direction prendra la plus grande pente et le pas de correction sera plus petit [MAR 63].

Algorithme de résolution.

La recherche de la solution (p1,…,pn) qui minimise la fonction erreur E(pi) se fait l'algorithme :

1. Déterminer les valeurs initiales des paramètres à optimiser $p_i^{(0)}$, de la sensibilité S_p et du paramètre de Levenberg-Marquardt $\lambda^{(0)}$.
2. Calculer la solution numérique du problème $f^*(p_i^{(0)})$ et déterminer la fonction erreur $E^{(0)}$.
3. Déterminer la fonction de contrainte initiale $\xi_j^{(0)}$ et la fonction erreur $E^{*(0)}$
4. pour une itération $K \geq 1$:
   a) Calcul de la matrice jacobienne, $J^{(K)}$, en résolvant une approximation par Différences Finies.
   b) Calcul de la dérivée première, $H^{(K)}$, et seconde $G^{(K)}$ de la fonction de contrainte.
   c) Déterminer les corrections de paramètre $dp_i^{(K)}$ par la résolution de Eq. C7 $p_i^{(K+1)}=p_i^{(K)}+dp_i^{(K)}$
   d) Calculer la solution numérique du problème $f^*(p_i^{(K+1)})$, la fonction contrainte $\xi_j^{(K+1)}$ et la fonction erreur contrainte $E^{*(K+1)}$
   e) Vérifier la convergence de la solution $E^{*(K+1)}<E^{*(K)}$,
      - si elle est vérifiée et si l'erreur est inférieure aux critères d'arrêt, arrêter l'optimisation.
      - si elle est vérifiée et si l'erreur est supérieure aux critères d'arrêt, continuer l'optimisation (étape f).
      - si elle n'est pas vérifiée, multiplier le paramètre de Levenberg-Marquardt par 10 ($\lambda^{(K)}=10.\lambda^{(K)}$) et reprendre à l'étape (c).
   f) Réduire les facteurs de poids $\omega_j(p_i)^{(K)}$ et $\lambda^{(K)}$,

      incrémenter K de 1,

      reprendre à l'étape (a).



Résumé.

Pour répondre à un besoin grandissant de fabrication de produits en verre, en petite et moyenne série, le premier robot souffleur de verre a été développé tout récemment. Face à cette nouvelle technologie qui intéresse particulièrement les cristalleries, le savoir-faire reste à ce jour l'élément décisionnel principal qui intervient dans les choix de conception et de mise au point de ces nouveaux procédés.
Les Modèles Eléments Finis de ce nouveau procédé robotisé de soufflage ont été développés. Une fois les étapes du procédé analysées, une première étude de sensibilité a permis de dégager les paramètres essentiels au succès de l'opération. Deux essais de caractérisation ont donc été développés in situ pour l'identification, par méthode inverse, du coefficient d'échange par convection avec l'air ambiant et de la loi de viscosité en fonction de la température. Pour le premier essai, la température de surface calculée avec un Modèle en Différences Finies est comparée aux relevés effectués par pyromètre en un point d'un lingot de verre en rotation. Pour le second, les allongements calculés avec une modélisation thermomécanique par Eléments Finis sont comparés aux allongements d'une masse de verre mesurés sur un enregistrement vidéo. S'appuyant sur les résultats de ces identifications, un optimiseur a été développé pour régler virtuellement, en déterminant les paramètres de mise en forme optima, le procédé de formage d'un vase cylindrique droit. Une seconde optimisation a permis de déterminer la forme initiale de la paraison, paramètre primordial dans la réussite de la fabrication d'un vase cylindrique convexe. Finalement, les outils numériques ont pu être validés lors de campagnes d'essais effectuées dans les cristalleries Val Saint Lambert (Belgique) et Rogaska (Slovénie).

Mots clés : Eléments Finis – Différences Finies - Optimisation – Identification – Méthode inverse - Verre – Procédé de formage – Robotique

Abstract.

To answer an increasing need for glass product manufacturing in both small and medium series, the first glass-blower robot was recently developed. In the face of this new technology, which particularly interests crystal glass-makers, expertise remains the main decision making element which intervenes in the choices of the design and implementation of these new processes.
Finite Elements Models of this new blowing process were developed. After the analysis of the process and of these stages, an initial sensibility study allowed to find the essential parameters for the success of the operation. Two characterization tests were also developed in situ in order to identify, by inverse method, the exchange coefficient by convection with the ambient air and the viscosity law function of the temperature. For the first test, the surface temperature calculated with a Finite Differences Model is compared with analyses made by a pyrometer in a point of a glass ingot in rotation. For the second, the elongation calculated with a thermo-mechanical Finite Elements Models is compared with the elongation of a glass mass measured on a video recording.
With the results of these identifications, an optimiser was developed to adjust virtually the forming process of a linear cylindrical vase by determining the optimal forming parameters. A second optimization allowed to determine the initial shape of the parison, an essential parameter in the successful forming of a convex cylindrical vase. Finally, the numerical tools are validated during trial campaigns carried out in crystal glass-makers Val Saint Lambert (Belgium) and Rogaska (Slovenia).

Key-words : Finite Elements - Finite Differences - Optimization - Identification – Inverse Method - Glass – Forming Process - Ro

