

---

# Sur le dimensionnement des structures en verre trempé

**Fabrice Bernard\***— **Laurent Daudeville\*\***— **René Gy\*\*\***

\* *Ecole des Mines de Douai, Département Génie Civil  
941 rue Charles Bourseul, F-59508 Douai cedex  
bernard@ensm-douai.fr*

\*\**Laboratoire Sols, Solides, Structures  
Domaine Universitaire, F-38041 Grenoble cedex 9  
laurent.daudeville@inpg.fr*

\*\*\**Saint-Gobain Recherche  
39 quai Lucien Lefranc, F-93303 Aubervilliers cedex  
rene.gy@saint-gobain.com*

---

*RÉSUMÉ. Ce travail porte sur l'utilisation du verre comme véritable matériau de structure et concerne plus particulièrement l'étude détaillée du potentiel de la liaison par insertion d'un connecteur métallique dans un trou d'une plaque de verre, dans l'objectif de réaliser des poutres de longue portée ou à section à grande inertie. La détermination de la géométrie optimale pour une telle connexion passe par la superposition de deux états de contraintes : le premier est celui engendré par la trempe thermique, le second est dû au chargement du connecteur métallique dans le plan de la plaque de verre. Une méthode de dimensionnement garantissant la pérennité de la structure est proposée.*

*ABSTRACT. This work deals with the use of glass as a real structural material, and concerns more particularly the detailed study of the potentiality of a connection by insertion of a steel dowel in a hole of a glass plate, in the aim of the making of long beams or beams with large inertia. The determination of the optimal geometry for such a connection passes first by the superposition of two stress states (the first one is generated by the thermal tempering and the second is due to the loading of the metallic connector in the plane of the glass plate). Then a design method ensuring the durability of the structure is proposed.*

*MOTS-CLÉS : verre structural, connexions, trempe thermique, transferts de chaleur, éléments finis, fractographie, photoélasticité*

*KEYWORDS: structural glass, connections, thermal tempering, heat transfers, finite element method, fractography, photoelasticity*

---

## 1. Introduction

### 1.1. Contexte général

Cette étude porte sur l'utilisation du verre en tant que matériau de structure, au même titre ou en substitution de matériaux plus couramment utilisés pour de telles applications : bois, acier, pierre, béton...

En dehors de qualités indéniables, comme une excellente durabilité ou une résistance mécanique intrinsèque très élevée, le verre présente des inconvénients certains : c'est d'abord un matériau fragile, très sensible à l'endommagement mécanique de sa surface. La moindre fissuration superficielle, qu'elle qu'en soit l'origine, fera chuter la résistance de plusieurs ordres de grandeur. C'est ensuite un matériau présentant un phénomène de propagation sous-critique de fissure (Michalske *et al.*, 1983) : pour une valeur du facteur d'intensité des contraintes inférieure à la valeur critique (la ténacité) et pour un chargement constant, une lente propagation des défauts de surface a lieu (en raison d'une réaction chimique en pointe de fissure entre le verre et l'humidité ambiante). Cette propagation sous-critique des défauts est responsable d'une diminution de la résistance du verre avec le temps. Ainsi, faute de connaissances vraiment approfondies du comportement du matériau à long terme, l'utilisation du verre dans les applications structurales est défavorisée, d'une part, en raison d'essais en vraie grandeur exigés par les bureaux de contrôle pour la validation expérimentale du dispositif retenu pour la construction, et d'autre part, d'un coefficient partiel de sécurité pour le dimensionnement à l'état limite ultime égal à 2, qui vient de l'estimation de la perte de résistance du verre due à la propagation sous-critique des défauts sur des durées de vie demandées dans le bâtiment (50 ans).

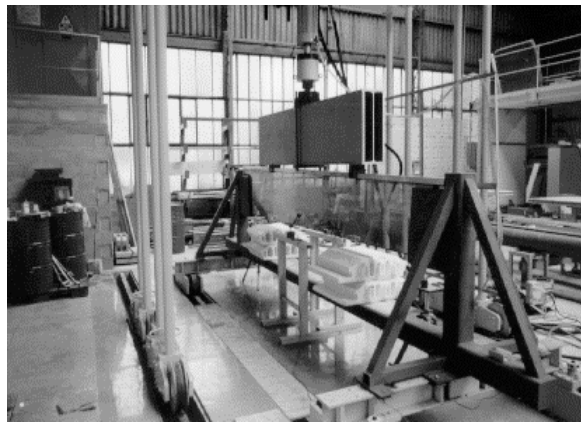
Néanmoins, pour diminuer la sensibilité du verre aux endommagements de surface, il existe des méthodes de renforcement, la plus intéressante en vue d'applications structurales étant la trempe thermique qui consiste à refroidir brutalement, par jets d'air, un verre chauffé à plus de 600°C. On obtient alors une mise en compression de la surface du matériau (de 100 à 300 MPa couramment) ; la résistance est donc augmentée puisque pour casser le verre il faudra d'abord vaincre cette précompression de surface, et on obtient une certaine immunité vis-à-vis de la fissuration sous-critique tant que les défauts de surface ne sont pas ouverts, c'est-à-dire tant que les contraintes appliquées n'excèdent pas en valeur absolue la précompression surfacique.

Ainsi, un peu partout dans le monde apparaissent des exemples de structures en verre. Les figures 1 et 2 montrent des poutres en verre supportant une verrière au musée du Louvre à Paris ainsi que l'essai de validation de la structure qui a été réalisé au CSTB. Cet exemple illustre parfaitement le type de chargement un peu

particulier rencontré dans de telles applications : les poutres en verre sont des plaques chargées dans leur plan de manière prolongée.



**Figure 1.** Exemple d'utilisation de verre structural (poutres en verre, musée du Louvre)



**Figure 2.** Tests en vraie grandeur effectués sur les poutres précédentes

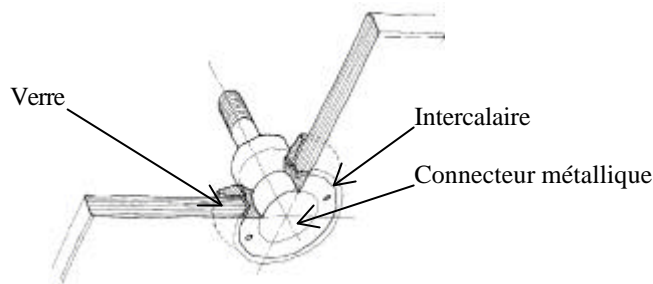
Pour déterminer la capacité portante d'une structure en verre trempé, il faut distinguer les zones courantes, loin des bords ou des trous, des zones d'assemblages, dans lesquelles les états de contraintes qu'ils soient résiduels de trempé ou bien dus à des chargements extérieurs sont complètement différents. L'étude dans les zones courantes, a été menée précédemment (Carré et al., 1999). Ce travail concluait sur la possibilité de prédire de manière satisfaisante la rupture de

grandes poutres. Il convient maintenant de poursuivre l'étude au niveau de formes plus complexes, des plaques trouées, utilisées en particulier pour réaliser les assemblages. Ceci sera utile en vue de la réalisation de poutres de longue portée ou de poutres profilées, à section à grande inertie afin d'augmenter la stabilité mécanique, à partir d'éléments en verre plat.

Parmi les possibilités de liaisons structurales entre éléments en verre, les joints collés ne sont pas en général pas retenus en raison de l'incertitude sur le comportement de la colle pour de grandes durées. La solution la plus fiable pour de telles applications semble être celle reposant sur l'utilisation d'un connecteur métallique traversant un trou de la plaque de verre. L'étude du potentiel de ce type de connexion est le sujet de cet article.

### 1.2. Objectifs de l'étude

La figure 3 est un schéma de l'assemblage étudié, sur lequel on peut reconnaître le connecteur métallique, en acier inoxydable, et le verre au niveau du trou chanfreiné. Cet assemblage est du type de ceux actuellement utilisés en façades pour le Verre Extérieur Accroché (VEA). Un matériau suffisamment ductile permettant d'éviter une concentration de contrainte sur la surface chanfreinée est intercalé entre le verre et l'acier. Il est en général en aluminium car ce matériau a des propriétés élastiques quasiment identiques à celles du verre et peut se déformer de façon plastique pour des contraintes assez faibles. Le connecteur peut être précontraint par un système vis-écrou.



**Figure 3.** Schéma de l'assemblage (de type VEA)

Rappelons que pour de telles applications, le chargement est dans le plan de la plaque. Pour étudier le potentiel d'une telle liaison, il faut connaître l'impact du chargement dû au connecteur métallique sur le verre trempé thermiquement. Pour cela, il est nécessaire, d'une part, de calculer l'état de contraintes induit par un tel chargement sur le verre brut de float (verre plat, sans contraintes résiduelles, issu du processus de fabrication par flottaison sur un bain d'étain) et, d'autre part, de

calculer les contraintes résiduelles, notamment dans les zones près des bords (problème tridimensionnel). Ce dernier problème n'a pas encore été traité de manière exhaustive à ce jour. Nous pouvons ensuite superposer ces deux états de contraintes afin de calculer, au niveau des liaisons, l'impact du chargement du connecteur métallique sur le verre trempé.

### 1.3. Description des géométries de trous utilisées dans cette étude

Le verre est fourni par Saint-Gobain. C'est un verre Planilux<sup>®</sup> (verre float ordinaire, silico-sodo-calcique). Sont utilisés du verre brut de float et du verre trempé thermiquement.

L'épaisseur des plaques de verre est de 19 mm, qui est généralement l'épaisseur maximale offerte par les industriels (25 mm peut être obtenu dans certains cas spécifiques). Les influences, sur la résistance, de la taille du trou et du chanfrein qui l'accompagne, sont étudiées (tableau 1 et figure 4).

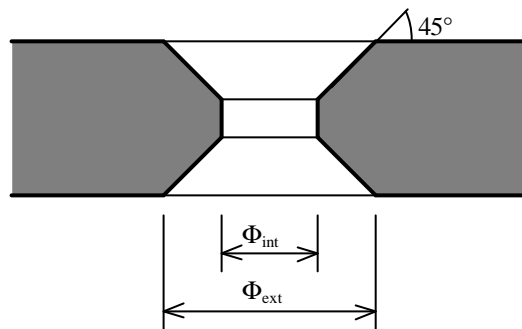


Figure 4. Coupe d'une plaque de verre au niveau d'un trou

Désignation	$\Phi_{\text{int}}$ (mm)	$\Phi_{\text{ext}}$ (mm)
a1	38	40
a2	54	56
b1	24	40
b2	40	56
c1	30	40

Tableau 1. Les cinq géométries de trou étudiées

## 2. Modélisation de la trempe thermique ; calcul des contraintes résiduelles

Actuellement, les contraintes résiduelles dues au processus de trempe thermique ne sont calculées avec précision que dans des plaques infinies, c'est-à-dire dans des zones éloignées des bords et des éventuels trous (problème 1D). L'étude près des bords (problème 2D) a été effleurée par certains auteurs (Carré *et al.*, 1999 ; Laufs *et al.*, 1999), mais sans prendre en compte de manière exhaustive les échanges thermiques intervenant pendant le processus. L'originalité de ce travail est de réaliser cette étude de manière complète, non seulement près des bords, mais aussi dans les zones chanfreinées des trous de la plaque de verre (problème 3D).

Pour cela, la méthode des Eléments Finis est utilisée. Un calcul thermomécanique découplé est réalisé. Il est donc nécessaire de connaître le comportement mécanique du verre au cours de la trempe, ainsi que l'historique des températures au cours du processus. Les différents phénomènes d'échanges thermiques sont ainsi étudiés.

### 2.1. Comportement mécanique du verre au cours de la trempe

Un modèle de comportement thermomécanique (Narayanaswamy, 1971) incluant les différents phénomènes de relaxation de contraintes et faisant actuellement référence a été implanté dans ABAQUS. Une description complète du modèle et des résultats de simulation du processus de trempe ont été présentés (Bernard *et al.*, 2002).

Aux températures ambiantes jusqu'à 450°C environ, le verre se comporte comme un solide élastique, tandis qu'aux températures élevées, il possède les propriétés d'un liquide visqueux. Le passage d'un comportement à l'autre est continu ; on n'observe pas de fusion franche comme pour les solides cristallins, mais plutôt un phénomène de ramollissement progressif. Dans ce domaine intermédiaire, le verre montre un comportement viscoélastique, thermorhéologiquement simple et soumis à la « relaxation structurale ». Le comportement viscoélastique est modélisé par l'intermédiaire d'un modèle de Maxwell généralisé (Gy *et al.*, 1994)

La simplicité thermorhéologique traduit le fait que la température et le temps ne sont pas deux variables d'état indépendantes. Le verre présente le même comportement à différentes températures. Seule la vitesse des mécanismes microstructuraux de réorganisation, tel le temps moyen de relaxation, varie. Ainsi, si le comportement du verre est connu à une température de référence, il peut être déterminé à n'importe quelle autre température. L'élimination d'une variable entre le temps et la température se fait par l'intermédiaire du temps réduit  $\xi(T)$  défini comme le rapport de la viscosité à la température T et la viscosité à la température de référence (Gy *et al.*, 1994).

La « relaxation structurale » est une conséquence directe de la définition thermodynamique d'un verre, et traduit le fait que, suivant la vitesse adoptée

pendant la trempe, le verre n'aura pas le même état structural. Ce phénomène est pris en compte grâce à la notion de température fictive, qui représente la température du liquide qui est dans le même état structural que le verre en question (Tool, 1946).

## 2.2. Identification des phénomènes d'échange thermique au cours de la trempe

Le refroidissement brutal par jets d'air est modélisé numériquement par une convection forcée. Loin des bords, cette convection forcée est caractérisée par un coefficient de transfert thermique et par la température de l'air. Pour la modélisation de la trempe de plaques trouées, plusieurs coefficients sont définis (dans le trou, sur les bords droits). En outre, aux températures auxquelles commence la trempe, intervient un autre transfert de chaleur : le rayonnement thermique, c'est-à-dire un échange de chaleur entre deux corps à des températures différentes. Pour le rayonnement thermique, les longueurs d'onde sont dans l'Infra-Rouge (IR) et sont comprises entre 0.3 et 50  $\mu\text{m}$  environ. Le rayonnement est complexe dans les milieux semi-transparents : on a échange de chaleur non seulement entre la surface du verre et les surfaces extérieures, mais aussi entre son volume et l'extérieur, alors que pour la plupart des autres matériaux du génie civil, les ondes sont arrêtées par les premières couches moléculaires qu'elles rencontrent (Banner, 1990).

### 2.2.1. Traitement du rayonnement thermique

La modélisation proposée du rayonnement thermique a été réalisée à Saint-Gobain pour des plaques minces. Notre étude a consisté à vérifier que la modélisation reste valable pour les applications visées (plaques épaisses).

Le modèle thermique utilisé est une approche simplifiée fondée sur une séparation des puissances radiatives volumique et surfacique. Pour calculer ces puissances, le modèle fait appel aux émissivités surfacique et volumique des feuilles de verre, grandeurs qui sont définies comme suit :

- l'émissivité surfacique est la grandeur utilisée pour le domaine spectral où le verre est opaque, les échanges radiatifs n'ont lieu qu'à l'interface ;
- l'émissivité volumique est la grandeur utilisée pour le domaine spectral où le verre est semi-transparent, les échanges radiatifs interviennent dans tout le volume du verre.

Ces deux valeurs sont déterminées expérimentalement dans le cas de plaques infinies (expressions 1D) pour plusieurs températures moyennes de feuilles et sont mises sous une forme polynomiale. Ceci est directement utilisable par le module thermique du code aux Eléments Finis ABAQUS (Banner *et al.*, 1990).

En chaque point de Gauss  $i$ , le flux radiatif émis (respectivement absorbé) est calculé en multipliant l'émissivité volumique par la valeur  $\sigma T_i^4$  (respectivement  $\sigma T_{\text{ext}}^4$ ) où  $\sigma$  est le coefficient de Stefan-Boltzmann, et en divisant le produit obtenu par l'épaisseur de la plaque de verre en ce point de Gauss. Pour les mailles de surface, on

ajoute le flux correspondant au domaine spectral opaque, qui résulte d'un calcul similaire avec l'émissivité surfacique. Cette méthode a l'avantage d'être peu coûteuse en temps de calcul.

La pertinence des deux principales hypothèses pour la plaque de 19 mm considérée dans cette étude a été vérifiée expérimentalement (Bernard *et al.*, 2002). La première hypothèse consiste à considérer les échanges radiatifs uniformes dans le volume alors qu'en réalité l'atténuation de l'intensité du rayonnement selon l'épaisseur  $z$  de la plaque est fonction du coefficient d'absorption  $K\lambda$  du verre à la longueur d'onde considérée et s'écrit :

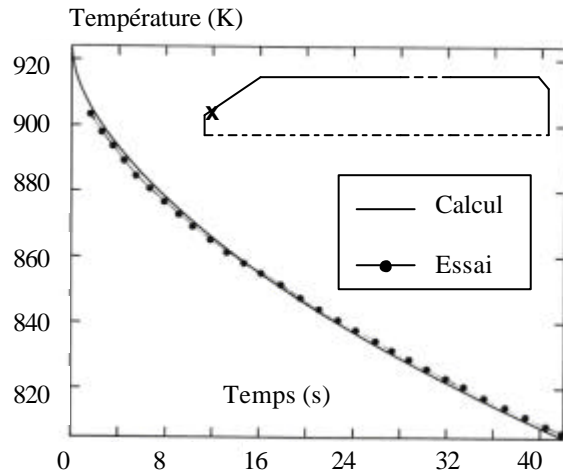
$$I(z)=I_0.\exp(-K\lambda z)$$

La seconde hypothèse consiste à utiliser, dans les zones proches du trou et des bords, des expressions des émissivités identifiées loin des bords à partir de calculs unidimensionnels.

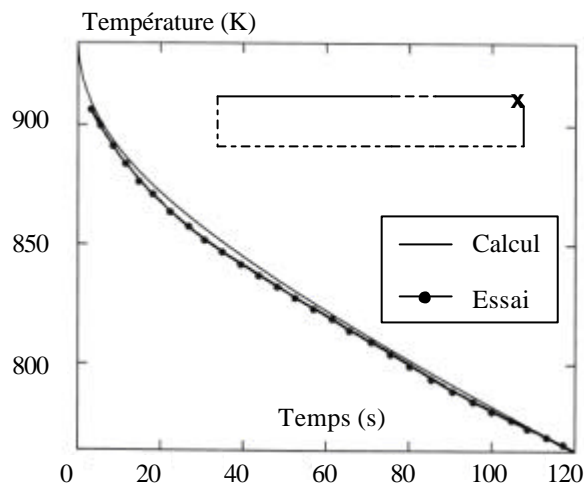
Pour valider les deux hypothèses, des plaques de verre de 25×25 cm et de 19 mm d'épaisseur, trouées ou non, ont été chauffées à des températures où le rayonnement thermique est très présent. Elles ont ensuite été refroidies en convection libre, afin de privilégier le rayonnement par rapport à la convection. Pendant toute cette période de refroidissement, la plaque a été filmée par une caméra IR sur laquelle a été placé un filtre à 5  $\mu$  m, longueur d'onde à laquelle le verre peut être considéré opaque. Seul le rayonnement émis par la surface de la plaque est alors mesuré et traduit en température de surface puisque l'émissivité à cette longueur d'onde est connue.

La simulation numérique, prenant en compte le rayonnement IR, a permis de retrouver cette température de surface partout sur la plaque, que ce soit loin ou dans les zones de bord et de trou, comme le montrent les figures 5 et 6 (résultats sur un trou à grand chanfrein).





**Figure 5.** Comparaison entre la température mesurée par thermographie IR et la température calculée en un point situé près de l'intersection entre les zones conique et cylindrique



**Figure 6.** Comparaison entre la température mesurée par thermographie IR et la température calculée en un point situé sur le bord de plaque

Des appareils, dont le principe est basé sur les méthodes photoélastiques, ont permis de déterminer les contraintes résiduelles, qui dépendent de la différence entre les températures de surface et de volume au sein des plaques soumises à ces refroidissements. Il s'agit :

- de l'*Epibiascope* pour la mesure des contraintes superficielles ; cet appareil envoie un rayon de lumière parallèlement à la surface de la plaque ;
- du *contrôleur de bord* pour la mesure de la moyenne dans l'épaisseur de la différence des contraintes principales.

L'erreur relative de mesure des contraintes résiduelles à l'aide de ces deux instruments est de 10%. La bonne concordance, montrée dans le tableau 2, entre les valeurs moyennes de contraintes résiduelles déterminées expérimentalement et par calcul numérique aux Eléments Finis permet ainsi de valider complètement le modèle d'échanges thermiques par rayonnement.

Quantités mesurées	Mesure (MPa)	Calcul (MPa)
Contraintes superficielle loin des bords et trous	-67.4	-69.4
Moyenne Cont. tangentielle bord	-94.4	-91.8
Cont. superficielle près du trou	-73.2	-74.7

**Tableau 2.** Comparaison des contraintes mesurées et calculées sur plaques refroidies en convection libre

### 2.2.2. Identification des coefficients d'échange convectif

Les coefficients de convection forcée dans les différentes zones des plaques trouées ont été déterminés à l'aide d'une maquette métallique en aluminium, creuse, représentant la surface extérieure d'une plaque de verre de 40×40 cm et de 19 mm d'épaisseur. Chacune des pièces de la maquette a été instrumentée de thermocouples. La figure 7 montre des clichés de cette maquette (Bernard *et al.*, 2002).



**Figure 7.** Différentes vues de la maquette (vue de dessus, et zoom sur les constituants autour du trou)

La maquette a ensuite été placée dans des conditions réelles de trempé (sur une ligne de production de la société Saint-Gobain) mais a été portée à une température telle que le rayonnement est négligeable. Les thermocouples ont permis de connaître l'historique des températures en différents points de la maquette. La résolution de l'équation de la chaleur sur ces essais nous permet d'identifier les coefficients d'échange convectif vrais sur chacune des surfaces soumises au refroidissement par air : sur les faces de la plaque, sur les bords droits et sur toutes les faces du trou chanfreiné. Il est supposé que ce refroidissement est symétrique par rapport au plan médian de la plaque de verre. Les coefficients d'échange identifiés sont relatifs à un processus industriel et à une géométrie d'éprouvette donnés. La prédiction des coefficients d'échange convectifs pour d'autres processus industriels ou géométries nécessiterait une étude approfondie des mouvements d'air autour des différentes surfaces et des échanges thermiques générés. Une étude simplifiée est néanmoins possible à partir de concepts issus de l'analyse dimensionnelle. L'objet de cet article est la validation du modèle mécanique et la proposition d'une démarche de dimensionnement.

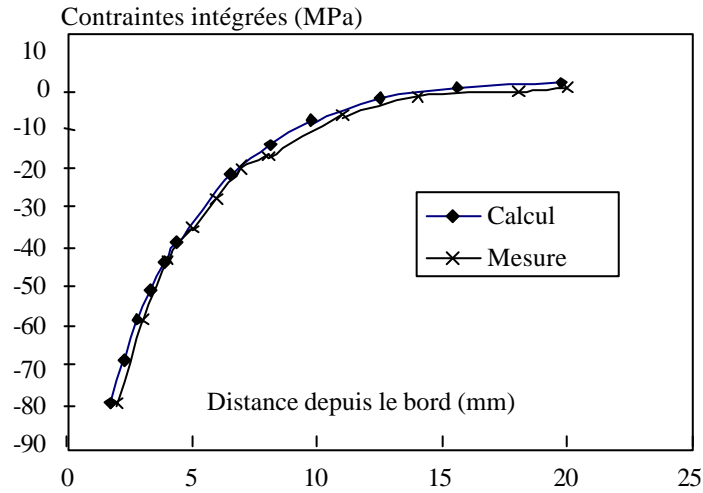
### 2.3. Simulation de la trempé thermique

Nous disposons ainsi d'un modèle, implanté dans ABAQUS, permettant d'appréhender le comportement mécanique du verre en fonction de la température. En outre, les différents transferts de chaleur dans le verre sont modélisés, et les conditions thermiques aux limites ont été identifiées pour les différentes géométries de trous. Les contraintes résiduelles issues du processus de trempé peuvent ainsi être calculées. La validation de la modélisation par éléments finis est effectuée par comparaison des valeurs de contraintes résiduelles prédites par le calcul et celles mesurées par photoélasticité. Aucun paramètre supplémentaire n'a été identifié pour l'obtention des résultats de simulation qui suivent. La température initiale de trempé et la température de l'air soufflé sont fournies par le fabricant :  $T_0=630^\circ\text{C}$  et  $T_{\text{ext}}=20^\circ\text{C}$ .

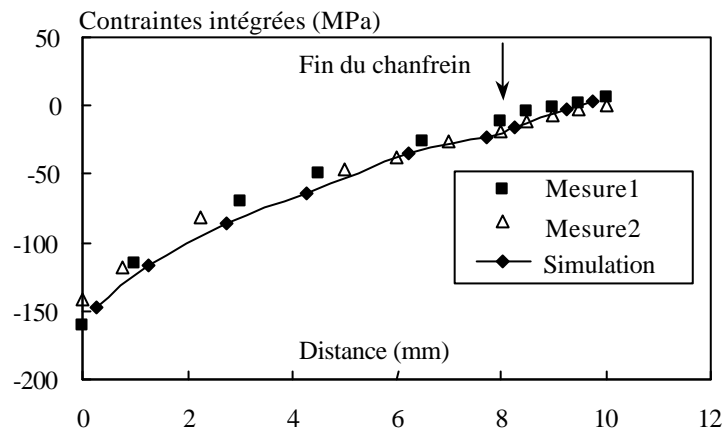
Le tableau 3 et les figures 8 et 9 montrent les comparaisons des contraintes résiduelles obtenues par simulation EF avec celles mesurées par photoélasticité sur des plaques trouées à grand chanfrein. La bonne concordance entre les valeurs calculées et celles mesurées valide la modélisation proposée du processus de trempé.

Contrainte superficielle mesurée loin des bords (MPa)	Contrainte superficielle calculée loin des bords (MPa)
-147	-144

**Tableau 3.** Comparaison contrainte mesurée-contrainte calculée loin des bords



**Figure 8.** Différence des contraintes intégrées mesurée et calculée (les mesures commencent après le joint-bord plat industriel)



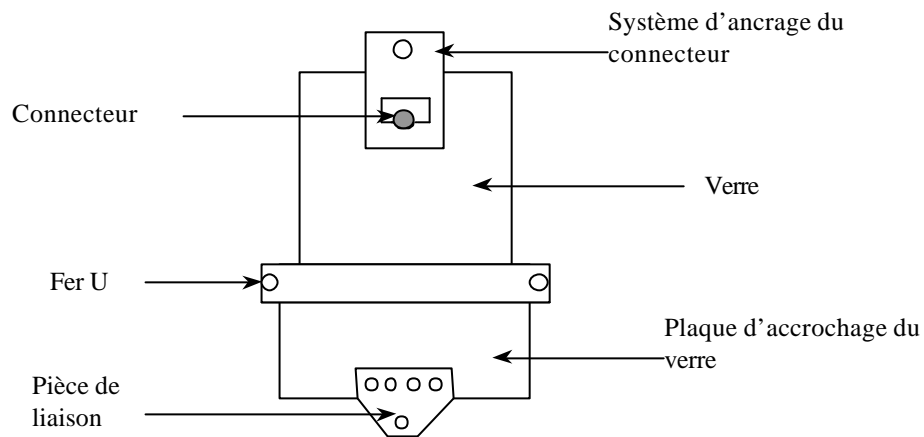
**Figure 9.** Contraintes intégrées mesurées et calculées dans le trou à grand chanfrein

### 3. Chargement du connecteur métallique : étude expérimentale

Un grand nombre d'essais a été réalisé. Dans la suite de ce paragraphe, seront exposés : le protocole expérimental, les résultats et l'exploitation qui a suivi.

### 3.1. Description des essais et du protocole expérimental

La figure 10 illustre l'essai réalisé. La plaque utilisée mesure 350 mm de large, 600 mm de haut. L'axe du trou est à 125 mm du haut de la plaque. L'épaisseur est de 19 mm. Le verre est collé à deux flasques métalliques reliés à une rotule fixée au bâti de la machine d'essais (MTS 500 kN). Le connecteur métallique est attaché à deux autres plaques métalliques fixées à la traverse horizontale de la machine d'essai. Le connecteur métallique est ainsi assujéti à se déplacer verticalement, vers le haut, à une vitesse de 0,5 mm/min. Loin du trou, l'état de contraintes dans le verre est un état de traction. Le chargement est bien dans le plan de la plaque. La présence de la rotule assure la non-existence d'effort de torsion et de flexion.



**Figure 10.** Schéma du dispositif d'essais

### 3.2. Résultats des essais

Dans le tableau 4 sont données les moyennes des charges à rupture obtenues pour les différentes géométries de trou, pour différents couples de serrage et pour les verres brut de float ou trempé thermiquement. Les dispersions restent faibles, en particulier pour les trous à grand chanfrein. L'objet de cet article n'est pas l'optimisation de l'assemblage, les résultats d'essais obtenus permettront de valider l'approche retenue pour la prédiction de la rupture de plaques de verre trempé ou recuit qui sera présentée ultérieurement, aussi les influences des paramètres structuraux ou des choix technologiques ne sont pas discutées.

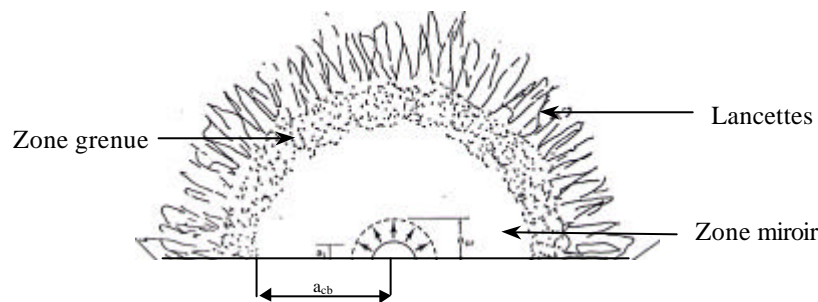
	Type de trou	Pré-serrage (daN.m)	Charge ultime (kN)	Nombre d'essais (Ecart-type en kN)
Verre brut de float	Trou a1	2	12.2	4 (1.5)
		3	13.2	1
		5	15.3	5 (2.1)
	Trou a2	2	15.7	3 (1.9)
		5	11.4	6 (4.3)
		10	16.6	1
	Trou b1	0	12.7	1
		1	23.3	5 (2.3)
		2	22.7	4 (4.3)
		>2.5	0	3
	Trou b2	1	21.8	3 (2.1)
		2	22	9 (2.5)
		5	11.9	1
		>5	0	2
	Trou c1	2	24.4	2 (2.4)
2.5		16.8	3 (3.3)	
3		20.5	5 (4.6)	
5		26	2 (4.7)	
Verre trempé thermiquement	Trou a1	2	72.5	2 (3.8)
		5	72.4	6 (4.7)
		10	76.5	2 (4.9)
	Trou a2	2	77	2 (0)
		2.5	63	1
		5	77.9	4 (9)
		>5	73	1
	Trou b1	1	107	4 (7.1)
		7.5	118.5	1
		10	115.7	1
	Trou b2	2	112	4 (6.1)
		4	109	1
		10	85	1
	Trou c1	1	86.5	2 (9.2)
		2.5	94.2	1
7.5		89	1	
10		62	2 (2.9)	

**Tableau 4.** Résultats des essais de résistance des assemblages

### 3.3. Exploitations des essais mécaniques

#### 3.3.1. La fractographie

A la fin de chaque essai, il est important de retrouver l'origine de rupture, c'est-à-dire l'endroit à partir duquel la fissure s'est propagée. Le faciès de rupture est en effet caractéristique du matériau, et donne accès à des informations liées au niveau de contrainte à rupture (Zarzycki, 1982). La figure 11 montre un schéma de ce faciès de rupture.



**Figure 11.** Schéma d'un faciès de rupture ( $a_i$ : taille de défaut initial ;  $a_{cr}$  taille critique ;  $a_{cb}$  rayon du miroir de rupture)

Nous sommes situés dans le plan de la fissure. Le verre est un matériau fragile et se fissure donc uniquement en mode I ainsi il est supposé que seule la contrainte principale maximale contribue à la fissuration. Autour du défaut de surface responsable de la rupture, trois zones peuvent être distinguées.

Une première zone, appelée miroir de rupture, est bien lisse. La fissure s'est, à cet endroit, propagée avec une vitesse croissante. La propagation est d'abord lente, elle est qualifiée de sous-critique ( $a_i < a < a_{cr}$ ), c'est-à-dire que le facteur d'intensité des contraintes est inférieur à sa valeur critique ( $K < K_c$ ). Puis la vitesse de fissuration augmente ( $a_{cr} < a < a_{cb}$ ;  $K > K_c$ ) jusqu'à atteindre la vitesse limite des ondes dans le matériau.

A partir de ce moment, la fissure, qui ne peut aller plus vite, va bifurquer pour pouvoir dissiper une quantité d'énergie supplémentaire ( $K = K_{cb}$ ), d'où la zone au relief particulièrement accidenté composé de micro-bifurcations (zone grenue) puis de bifurcations (lancettes). Pour le verre étudié  $K_{cb} = 2.33 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  (Conway *et al.*, 1989). La mesure du rayon du miroir de rupture ( $a_{cb}$ ) donne une estimation, à 10% près, de la contrainte à rupture ( $\sigma$ ) par une formule issue de la mécanique linéaire élastique de la rupture :

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{M}{\sqrt{a_{cb}}} && \text{verre brut de float} \\ \sigma &= \frac{M}{\sqrt{a_{cb}}} - \sigma_{\text{res}} && \text{verre trempé (superposition des contraintes)} \end{aligned}$$

$a_{cb}$  est le rayon du miroir de rupture ;  $\sigma_{\text{res}}$  est la contrainte résiduelle dans la direction perpendiculaire au plan de la fissure (obtenue numériquement) ; M est une constante dépendant du matériau, de la forme et de la position du défaut initiateur de la rupture, de la géométrie de la structure, et du chargement extérieur appliqué.

Il est supposé que le défaut est circulaire, situé sur un bord droit et soumis à une contrainte uniforme de traction. Un lien entre  $K_{cb}$  et M peut être obtenu à partir de la connaissance du facteur de forme de l'éprouvette et on trouve alors  $M=1.85 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$  pour les verres trempé et recuit (Bernard, 2001).

Ainsi, pour chacun des essais, dès que le faciès de rupture a été retrouvé, la contrainte à rupture a pu être estimée par la mesure du rayon du miroir de rupture.

Notons que la rupture est localisée en surface, au point où la contrainte principale maximale est la plus grande. La rupture n'est pas symétrique car les défauts initiaux ne sont pas les mêmes sur tous les points de la surface. L'origine de rupture dépend de la géométrie du trou. Elle est légèrement au dessus du plan perpendiculaire à l'axe de chargement passant par le centre du trou et proche de l'intersection entre le cylindre et le cône du trou chanfreiné (figures 4 et 10).

### 3.3.2. La photoélasticité

Un orifice a été réalisé dans les plaques permettant de charger le connecteur métallique. Dans cette zone, située juste au dessus et sur les côtés du trou, des mesures photoélastiques avec un polariscope ont été effectuées. Le verre, chargé, devient en effet biréfringent. Deux vibrations lumineuses issues d'un polariseur interfèrent après les avoir amenées dans un même plan au moyen d'un analyseur (Aben *et al.*, 1993). Les isochromes visibles sur les images obtenues au cours de l'essai sont les lieux d'isovaleurs du retard de phase  $\Delta$  entre les deux vibrations lumineuses (figure 12). Le retard de phase  $\Delta$  suit les équations de Neumann :

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{d\Delta}{dz} &= C(\sigma_1 - \sigma_2) + 2 \frac{d\varphi}{dz} \sin \Delta \cot \kappa \\ \text{avec } \kappa \text{ tel que: } \frac{d\kappa}{dz} &= - \frac{d\varphi}{dz} \cos \Delta \end{aligned} \right.$$

$\sigma_1$  et  $\sigma_2$  sont les contraintes principales secondaires (dans le plan de la plaque, c'est-à-dire sans tenir compte de la troisième direction qui ne contribue pas à la biréfringence), et  $\varphi$  l'angle des directions principales secondaires avec l'axe du polariseurs (Aben *et al.*, 1993)



Grâce à ce matériel, il a donc été possible de suivre les isochromes au cours des essais de chargement du connecteur métallique. Les images obtenues serviront de moyen de validation du calcul numérique aux Eléments Finis réalisé pour simuler ces essais.

#### **4. Chargement du connecteur métallique : simulation par Eléments Finis**

Le problème rencontré est un problème de double contact : contact d'une part entre le connecteur métallique et les bagues en aluminium, et d'autre part entre ces mêmes bagues en aluminium et les zones coniques du chanfrein du verre. La gestion du contact est ici réalisée avec la méthode des projections sous ABAQUS : pour chaque contact une surface maître et une surface esclave sont définies. Le verre est supposé élastique, l'aluminium et l'acier sont supposés élasto-plastiques (Bernard, 2001). Le frottement et les jeux entre les différentes pièces sont pris en compte.

##### **4.1. Estimation de la contrainte à rupture**

Nous ne nous intéressons ici qu'au cas du verre brut de float. L'étude sur le verre trempé thermiquement fait intervenir l'état de contraintes résiduel de trempe et ne peut être réellement pertinente pour évaluer les performances de la simulation numérique du chargement du connecteur métallique seul.

Le critère de rupture retenu pour le verre, matériau fragile, relie la contrainte principale maximale à une valeur critique. Cette hypothèse consiste à considérer que le verre ne peut se fissurer qu'en mode I. Le tableau 5 montre un exemple de comparaisons, sur plaques trouées à grand chanfrein, entre la contrainte principale maximale prédite par le calcul et la contrainte estimée par la mesure du miroir de rupture pour un chargement correspondant à la charge à rupture.

Ces comparaisons se révèlent satisfaisantes. L'écart moyen est égal inférieur à 10% c'est à dire de l'ordre de grandeur de l'incertitude sur l'estimation de la contrainte à rupture issue de la mesure du rayon du miroir.

Numéro	Contrainte mesurée (MPa)	Contrainte calculée (MPa)
1b2	27.1	27.6
6b2	44.8	34.7
7b2	26.3	25.1
8b2	39	32.5
10b2	21.5	22.2
11b2	36.9	38.1
12b2	33.7	29.1
13b2	38.4	33.3
14b2	32.8	29.6
16b2	41.2	42.8
18b2	27.7	27.4
19b2	36.6	30.6
	Ecart moyen	9.2%

**Tableau 5.** Comparaisons calculs-mesures sur la plaque de type b2

#### 4.2. Simulation des images photoélastiques

La deuxième validation se fait par la simulation des images photoélastiques. La résolution des équations de Neumann se fait aisément en 2D, ou lorsque généralement les directions principales secondaires n'évoluent pas dans l'épaisseur. Cependant, dans le cas étudié, cette hypothèse, en particulier près des trous, n'est pas justifiable. Dans le cas général, plutôt que d'essayer de résoudre les équations de Neumann dans leur intégralité, il est préférable de passer par le système matriciel équivalent dont la variable est le champ électrostatique de la lumière E (Aben *et al.*, 1993) (z est la direction de l'épaisseur).

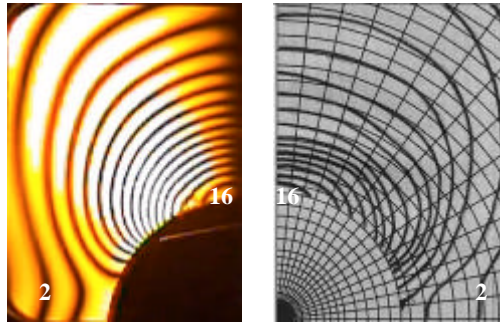
$$\frac{d[E]}{dz} = -\frac{i\pi C}{\lambda} \begin{bmatrix} \sigma_{11}(z) - \sigma_{22}(z) & 2\sigma_{12}(z) \\ 2\sigma_{12}(z) & -(\sigma_{11}(z) - \sigma_{22}(z)) \end{bmatrix} \cdot [E]$$

Dès lors, il est possible de calculer l'intensité de la lumière I (= E<sup>2</sup>), ainsi que le retard de phase D, fonction de I, et de comparer les résultats de calculs aux images

obtenues expérimentalement en lumière monochromatique (une seule longueur d'onde) ou en lumière blanche.

La figure 12 montre un exemple de comparaison entre les images issues de l'expérimentation et du calcul pour un chargement de 98 kN sur une plaque de type b1 en verre trempé thermiquement. Cette fois, la comparaison sur ce type de verre est pertinente car la contribution des contraintes résiduelles à l'image photoélastique est négligeable.

Les comparaisons pour cette deuxième validation sont aussi très satisfaisantes. Par conséquent, nous disposons d'une simulation numérique du chargement du connecteur métallique, et pouvons calculer l'état de contraintes dans le verre qui en découle. Cette simulation a été validée de deux manières différentes.



**Figure 12.** *Comparaison entre images photoélastiques obtenue et simulée à 98 kN sur du verre trempé thermiquement*

L'incertitude des mesures de contraintes intégrées via l'utilisation de la photoélasticité a deux origines. La première est liée à l'incertitude de couleur vue et la seconde sur sa localisation (en lumière blanche). Pour les exemples proposés, une estimation de l'influence de ces deux sources d'incertitudes conduit à une erreur de 10% sur les contraintes.

### 5. Etude du verre trempé. Application au dimensionnement des trous

La superposition des deux états de contraintes précédemment obtenus est rendue possible par le fait que le verre est un matériau linéaire élastique. Cette superposition nous permet de modéliser l'impact du chargement du connecteur métallique sur le verre trempé thermiquement.

L'analyse fractographique des essais sur ce type de verre, nous permet aussi de comparer la contrainte à rupture mesurée et la contrainte calculée pour le même

niveau de charge, et à l'endroit où le défaut responsable de la fracture a été retrouvé. La différence est cette fois inférieure à 5% (tableau 6).

A partir de ces résultats, nous proposons une solution de dimensionnement : il s'agit ici de déterminer la valeur de la *charge de décompression de la surface* et d'adopter cette valeur comme limite de dimensionnement. On garantit alors que la fissuration sous-critique ne peut se produire. La résistance à long terme est donc assurée, le facteur 2 dans le coefficient de sécurité correspondant à la méconnaissance à long terme du matériau (diminution de la résistance dans le temps en raison de la fissuration sous-critique) n'est plus nécessaire. De plus, cette proposition permet de s'affranchir d'une réflexion sur le défaut critique (localisation, propagation du défaut).

Numéro	Contrainte mesurée (MPa)	Contrainte calculée (MPa)
1b1	219.8	235.2
5b1	203.1	196.5
7b1	215.1	204.5
10b1	223.6	229.7
12b1	190.6	172.2
4c1	185.5	184.2
	Ecart moyen	4.7%

**Tableau 6.** Contraintes mesurées et calculées sur verre trempé thermiquement

Le tableau 7 donne les charges de décompression que l'on a obtenues dans ce travail pour différentes géométries de trou et pour différents couples de serrage.

Couple (daN.m)	0	1	2	2.5	3
Trou b1	69.3	69.8	71	-	-
Trou b2	77.5	78.3	79.5	80.1	80.9
Trou c1	57.5	59.6	60.9	62	62.3

**Tableau 7.** Charges de décompression de la surface (en kN) pour les 3 types de trou les plus résistants et pour différents pré-serrages

Ces résultats correspondent à un chargement dans le plan de la plaque de verre. Le modèle numérique et le critère de dimensionnement proposés ont permis la détermination de la géométrie optimale des trous pour la connexion des structures en verre trempé (grand chanfrein, grand diamètre : type b2).

## 6. Conclusion

Ce travail s'inscrit dans le contexte du « Verre Structural », c'est-à-dire l'utilisation du verre dans les structures du Génie Civil. L'accent est porté ici sur les liaisons structurales entre éléments en verre plat. Une modélisation par Eléments Finis du chargement d'un connecteur métallique dans un trou de la plaque de verre est développée. Le chargement est typique de ceux que l'on rencontre dans ce contexte : chargement dans le plan de la plaque.

On débouche finalement sur une proposition de dimensionnement des zones de connexion garantissant la pérennité des assemblages. Il pourrait ainsi être envisagé de supprimer le facteur partiel de sécurité égal à 2, relatif à la perte de résistance dans le temps. L'utilisation de la simulation numérique a permis le calcul des contraintes résiduelles pour un processus de trempe et des géométries fixés. Une extension de ce travail pourrait être menée pour d'autres géométries à partir d'analyses dimensionnelles. L'utilisation du modèle numérique tridimensionnel pourrait également permettre la fin des essais en vraie grandeur exigés par les bureaux de contrôle pour la validation de la conception.

Pour assurer le contrôle in situ des structures, nous proposons en outre l'utilisation de la photoélasticité. En réalisant des images photoélastiques sur des structures existantes, on peut grâce au programme d'analyse d'images écrit dans ce travail (figure 12), réaliser une analyse inverse de l'état de contraintes dans le matériau. Il est ainsi envisageable de vérifier une possible décompression de la surface de contact par analyse inverse ou quantifier l'écart de contraintes avant cette décompression, et être en mesure de dresser ou non des certificats de garantie.

## 7. Bibliographie

- Aben H., Guillemet C., *Photoelasticity of Glass*, Berlin, Springer-Verlag, 1993
- Banner D., Propriétés radiatives des verres et des fontes de silicates, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Paris, 1990
- Banner D., Klarsfeld S., *Influence of composition upon the apparent conductivity and emissivity of glass as a function of thickness and temperature*, Thermal conductivity 21, edited by Cremers and Fine, New York, Plenum Press, 1990
- Bernard F., Sur le dimensionnement des structures en verre trempé : étude des zones de connexion, Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2001

- Bernard F., Gy R., Daudeville L., « Finite element computation of residual stresses near holes in tempered glass plates », *Glass Technology*, à paraître en 2002
- Carré H., Daudeville L., « Load bearing capacity of tempered structural glass », *ASCE Journal of Engineering. Mechanics.*, vol. 125, n°8, 1999, p. 914-921
- Conway J. C., Mecholsky J. J. « Use of crack branching data for measuring near-surface residual stresses in tempered glass », *J. Am. Ceramic Society*, vol.72, n°9, 1989, p. 1584-1587
- Gy R., Duffrene L., Labrot M., « New insights into the viscoelasticity of glass », *Journal of Non-Crystalline Solids*, vol.175, 1994, p. 103-117
- Laufs W., Sedlacek G., « Stress distribution in thermally tempered glass panes near the edges, corners and holes, Part 2 : temperature distributions during the tempering process of glass panes », *Glass Science and Technology*, vol.72, n°1,1999.
- Michalske T.A., Freiman S.W., «A molecular mechanism for stress corrosion in vitreous silica », *J. Am. Ceramic Society*, vol. 66, n°4, 1983, 284-288.
- Narayanaswamy O.S., « A model of structural relaxation in Glass », *Journal of American Ceramic Society*, vol.54, n°10, 1971, p. 491-498
- Tool A.Q., « Relation between inelastic deformability and thermal expansion of glass in its annealing range », *Journal of the American Ceramic Society*, vol.29, n°9, 1946, p.240-253
- Zarzycki J., *Les verres et l'état vitreux*, Paris, Masson, 1982