HAL open science

Laminated glass behaviour under perforating impact

Emmanuel Nourry

To cite this version:

Emmanuel Nourry. Laminated glass behaviour under perforating impact. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2005. English. NNT : 2005ENAM0003 . pastel-00001608

HAL Id: pastel-00001608

https://pastel.hal.science/pastel-00001608

Submitted on 21 Feb 2006

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

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

N° d'ordre : 2005-03

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Bordeaux

THÈSE

PRÉSENTÉE POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

DE

L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE D'ARTS ET MÉTIERS

Spécialité : MÉCANIQUE

PAR

Emmanuel NOURRY

COMPORTEMENT DES VITRAGES FEUILLETÉS SOUS IMPACTS PERFORANTS

Soutenue le 15 Mars 2005 devant le jury d'examen :

MM.	D. BAPTISTE	Professeur, École Nat. Sup. Arts et Métiers, Paris	Président
	G. GARY	Directeur de Recherche, Ecole Polytechnique	Rapporteurs
	S.M. WALLEY	Senior Lecturer, University of Cambridge	
	J-L. LATAILLADE	Professeur, École Nat. Sup. Arts et Métiers, Bordeaux	Directeur de thèse
	C. BACON	Professeur, Université Bordeaux 1 et Ecole MATMECA	Codirecteur de thèse
	J-C. LEHMANN	Directeur de la Recherche et du Développement du groupe Saint-Gobain	Examinateur
	L. JOURDAINE	Directeur du Centre de Développement Industriel de Saint-Gobain Vitrage	Membre invité

A mon épouse Karine,

A notre fille Léa,

A mes parents et à ma sœur,

… puissent-ils être toujours fiers de moi.

Ce travail, réalisé dans sa majeure partie au Centre de Développement Industriel de Saint-Gobain Vitrage, est le fruit d'une convention CIFRE liant l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Saint-Gobain Glass et l'Association Nationale de la Recherche Technique. Cette étude a tiré profit de l'encadrement scientifique du Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés du centre d'enseignement et de recherche de l'ENSAM de Bordeaux associé, pour la circonstance, au Laboratoire de Mécanique Physique de l'Université Bordeaux 1.

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur le Professeur Jean-Luc LATAILLADE, Directeur du LAMEFIP, pour la qualité de son encadrement en tant que directeur de thèse, pour l'originalité de la méthodologie qu'il a suggérée, pour son engagement constant dans mon travail, pour ses conseils avisés et le soutien qu'il m'a apporté.

Je remercie également Monsieur le Professeur Christophe BACON de l'Université Bordeaux 1 et de l'Ecole MATMECA, qui fut un codirecteur de thèse de grande qualité par sa rigueur, son sens physique et sa disponibilité.

Je suis extrêmement reconnaissant à Monsieur Yves DEMARS, Responsable du service Développement Transformation Bâtiment du Centre de Développement Industriel de Saint-Gobain Vitrage, qui m'a encadré tout au long de cette étude, pour la confiance qu'il m'a témoignée en me proposant cette thèse, pour le suivi régulier et attentif porté à ce travail et la qualité de ses conseils. Je le remercie également de m'avoir donné tous les moyens nécessaires à l'accomplissement de ce travail.

Que Monsieur le Professeur Didier BAPTISTE de l'ENSAM de Paris trouve ici l'expression de ma respectueuse gratitude pour avoir accepté la présidence de ce jury de thèse.

Je tiens également à remercier les rapporteurs, Monsieur Gérard GARY, Directeur de Recherches à l'Ecole Polytechnique pour sa rigueur scientifique et ses nombreux commentaires pertinents et Monsieur Stephen M. WALLEY, Senior Lecturer à l'Université de Cambridge qui par l'intérêt porté à ce travail et par ses suggestions a proposé de nombreuses perspectives à cette étude.

J'exprime toute ma reconnaissance à Monsieur Jean-Claude LEHMANN, Directeur de la recherche du groupe Saint-Gobain, qui à chacune de nos rencontres a encouragé et encore aujourd'hui motivé la recherche dans ce domaine. Pour m'avoir fait l'honneur de sa participation à ce jury de thèse, je le remercie très cordialement.

Que Monsieur Loïc JOURDAINE, Directeur du Centre de Développement Industriel de Saint-Gobain Vitrage, soit assuré de mes sincères remerciements pour avoir accepté de faire partie de ce jury et de la confiance qu'il m'a témoignée pour poursuivre au sein du groupe Saint-Gobain.

Tous mes remerciements à l'ensemble des personnes du Centre de Développement Industriel et en particulier à ceux du service Développement Transformation Bâtiment, de la société Saint-Gobain, du LAMEFIP (ENSAM Bordeaux), du LMP (Université Bordeaux 1), du LM3 (ENSAM Paris), pour la qualité de leur accueil, pour l'ambiance de travail chaleureuse et humaine, pour leur aide précieuse et leur contribution au bon déroulement de ce travail.

Je tiens particulièrement à remercier les membres de l'équipe Mécanique du service Développement Transformation Bâtiment qui m'ont fait part de leurs expériences et de leur savoir-faire. Que ce soit pour l'aspect marketing produit et normalisation grâce à Jean-Clément NUGUE, pour l'aspect caractérisation mécanique et expérimentation grâce à Pierre LE BOT ou encore lors de l'instrumentation et de la conception des dispositifs expérimentaux grâce à Céline JEDRZEJEWSKI, Christian LEFEVRE et Vincent LEBOEUF.

Je n'oublie pas messieurs Jean-Pierre DOUCHE et René POIX de l'équipe Industrialisation Procédés du service Produits Transformés pour le Bâtiment ; qu'ils soient assurés de mes sincères remerciements pour leur aide précieuse lors de la définition et l'élaboration du cahier des charges du banc incrémental.

Enfin, je remercie tout particulièrement les stagiaires que j'ai pu encadrer et qui, par leur travail, leurs nombreuses questions et commentaires ont permis de faire avancer ce sujet. Dans l'ordre chronologique : Yann LE MAOUT, Julien SIMON, Matthieu DELORME et Cédric RENOUD.

L'environnement affectif et humain est d'une importance capitale dans la réussite d'une thèse, c'est pourquoi ce travail n'aurait pu voir le jour sans le soutien inconditionnel de mon épouse et de ma famille. Pour l'écoute attentive qu'ils m'ont portée, merci …

Table des Matières

PREMIERE PARTIE
PREAMBULE **11**

CHAPITRE 1
CADRE DE L'ETUDE **13**

CHAPITRE 2
PRESENTATION DES MATERIAUX **17**
1. Le verre 17
1.1. Définition 17
1.2. Comportement mécanique macroscopique 18
2. Films intercalaires 21
2.1. Caractéristiques physico-chimiques 22
2.2. Comportement en traction 24
2.2.1. Influence de la température 24
2.2.2. Influence de la vitesse 28
2.2.3. Influence de la composition chimique 30
2.2.4. Influence de l'histoire thermomécanique 31
3. Synthèse 32

CHAPITRE 3
BIBLIOGRAPHIE DES METHODES D'INVESTIGATION **33**
1. Méthodes expérimentales 35
2. Méthodes numériques 39
3. Synthèse 40

DEUXIEME PARTIE
ETUDE EXPERIMENTALE
DU COMPORTEMENT JUSQU'A PERFORATION DES VITRAGES FEUILLETES **41**

CHAPITRE 4
CHRONOLOGIE ET PHENOMENOLOGIE DE L'IMPACT DE CORPS DURS **45**
1. Gamme de sollicitation 45
2. Impact considéré 46
3. Chronologie 47
4. Influence de la température 53
5. Synthèse 55

CHAPITRE 5
BILAN ENERGETIQUE ET
QUANTIFICATION DES MECANISMES RESPONSABLES DE LA DISSIPATION D'ENERGIE **57**
1. Energie dégradée par fissuration et projection de fragments 59
2. Energie dégradée par délaminage 64
2.1. Adhérence et adhésion 64
2.2. Méthodes de détermination de l'énergie d'adhésion 66

3. Energie dégradée par déformation et délaminage du film intercalaire 68
3.1. Introduction 68
3.2. Bibliographie 70
3.3. Propriétés en traction 73
3.4. Comportement en situation confinée 75
3.4.1. Définition de l'éprouvette 76
3.4.2. Définition de la notion de densité d'énergie 77
3.5. Influence de la vitesse 80
3.6. Influence de la température 81
3.7. Influence du film polymère 84
3.8. Lien avec le comportement sous impact 85
3.8.1. Schéma de fissuration idéalisé 86
3.8.2. Evaluation de la résistance à la perforation 89
4. Synthèse 91

TROISIEME PARTIE
METHODOLOGIE ENERGETIQUE INCREMENTALE
ET DISPOSITIF EXPERIMENTAL ASSOCIE **93**

AVANT-PROPOS
CHOIX D'UNE APPROCHE GLOBALE ENERGETIQUE EXPERIMENTALE **97**
1. Fragmentation du verre 97
2. Interface verre/film polymère 98
3. Déformation et rupture du film intercalaire 99
4. Méthodologie incrémentale 99

CHAPITRE 6
PRINCIPE ET DEFINITION DU BANC INCREMENTAL **101**
1. Principe général 101
2. Choix d'une représentation 102
3. Spécifications fonctionnelles et technologiques 103
3.1. Propulsion 103
3.2. Dimensions et positionnement des éprouvettes 103
3.2.1. Distance et durée de la perforation 103
3.2.2. Conditions de fixation et de serrage 104
3.2.3. Succession d'impacts 104
3.3. « Conditions d'arrêt » 104
3.3.1. « Temps d'arrêt » 105
3.3.2. Condition de rebond 105
3.4. Projectile et impacteur 105
3.4.1. Dimensions, masses et matériaux 105
3.4.2. Guidage 107
3.4.3. Arrêt brutal de l'impacteur et Mise en mouvement 108
3.4.3.1. Propagation d'ondes acoustiques 108
3.4.3.2. Conservation de la quantité de mouvement (théorie du choc) 111
3.4.4. Condition de non rebond (amortissement) 112
3.5. Assemblage des sous-ensembles 112
4. Synthèse 113

CHAPITRE 7
QUALIFICATION DU BANC INCREMENTAL **115**
1. Répétabilité du lanceur à gaz 116
1.1. Barrière de vitesse 116
1.2. Vitesse du projectile et performances 116
2. Répétabilité du banc incrémental 118
2.1. Caractérisation du comportement de l'impacteur 118
2.1.1. Oscillations 118
2.1.2. Déformations 122
2.1.3. Vitesse 124
2.2. Variations 126
3. Synthèse 127

QUATRIEME PARTIE
APPLICATION A L'ANALYSE EXPERIMENTALE
DU COMPORTEMENT SOUS IMPACT DES VITRAGES FEUILLETES **129**

CHAPITRE 8
REPRODUCTIBILITE ET EVOLUTION DE L'ENDOMMAGEMENT **133**
1. Etude de la reproductibilité 133
1.1. Protocole d'essai 133
1.2. Définition des critères de reproductibilité 134
1.2.1. Profil de fissuration 134
1.2.2. Evolution du déplacement de l'impacteur 134
1.3. Essais d'impact interrompus 135
1.3.1. Distance de perforation de 60 mm 135
1.3.2. Distance de perforation de 100 mm 136
1.3.2.1. Vitesse d'impact de 9,6 $m.s^{-1}$ 136
1.3.2.2. Vitesse d'impact de 8,4 $m.s^{-1}$ 137
1.3.2.3. Vitesse d'impact de 10 $m.s^{-1}$ 138
1.4. Synthèse des essais d'impact interrompus 140
2. Evolution de l'endommagement 141
2.1. Discrétisation expérimentale 141
2.2. Discussion 141
3. Cas des impacts successifs 143
4. Synthèse 144

CHAPITRE 9
CONFRONTATION ENTRE LA DEGRADATION D'ENERGIE
ET L'EVOLUTION DE L'ENDOMMAGEMENT **145**
1. Influence du film intercalaire 145
1.1. Objectif 145
1.2. Essais d'impact interrompus 145
1.2.1. Protocole d'essais 145
1.2.2. Evolution du déplacement de l'impacteur 145
1.2.3. Profils de fissuration 147
1.3. Essais de traction 148
1.4. Conclusions 149
2. Confrontation Energie / Endommagement 150
2.1. Cas d'un impact perforant 150
2.1.1. Essais d'impact interrompus 151
2.1.2. Evolution de l'énergie 151
2.1.3. Critères de résistance au choc et à la perforation 152

2.2. Cas d'un impact non perforant 154
2.2.1. Essais d'impact interrompus..... 154
2.2.2. Evolution de l'énergie 154
2.3. Comparatif entre impact perforant et non perforant..... 155
3. Synthèse 157

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES **159**
Vers de nouvelles performances et de nouveaux marchés ...

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES **163**

Première Partie

Préambule

Chapitre 1

Cadre de l'étude

Le verre, l'un des matériaux les plus anciens, est parmi les plus couramment utilisés. Les plus anciens objets datés en verre produits par l'homme ont été découverts en Egypte et remontent à environ 3000 ans avant J.C. Cependant, la manière d'obtenir le verre a été découverte auparavant en Mésopotamie environ 4500 ans avant J.C. [1].

Le procédé de soufflage inventé au 1er siècle avant J.C. pour la fabrication des corps creux permet au verre de pénétrer dans l'habitat à partir du Moyen-Âge. Aux XVIIème et XVIIIème siècles, la production de verre s'industrialise et le verre voit son usage s'étendre sur les marchés du bâtiment et de la décoration intérieure.

En 1688, la coulée du verre sur table, pour une production à grande échelle, est mise au point. D'abord mieux adaptée à la fabrication des miroirs, elle conduit progressivement à une production industrielle du verre plat.

A partir des années 1920, les procédés de laminage ou d'étirage en continu font progresser la fabrication du verre de façon spectaculaire. Après plusieurs décennies d'usage, ils sont remplacés, dans les années 1960, par le procédé « float », utilisé aujourd'hui par tous les grands verriers qui consiste à faire flotter sur un bain d'étain fondu le verre liquide (900°C) obtenu par fusion (1400°C) d'un mélange de sable, carbonate et sulfate de calcium et sodium et calcaire. Celui-ci a aboli la distinction ancienne entre verre à vitres et glaces [2].

Une usine de verre « float » travaille en continu pendant environ 12 ans et fabrique 650 tonnes de verre par jour. Le ruban de verre produit est ensuite découpé en plateaux de 6 m par 3,2 m dont les épaisseurs, les plus couramment produites, varient de 1,1 mm à 19 mm.

Le verre reste un matériau contemporain peu onéreux alliant transparence, dureté, rigidité, incombustibilité, inaltérabilité, pérennité et fragilité ; étant entendu que cette fragilité moyennant des règles de conception du type multimatériaux peut être mise à profit pour absorber de l'énergie mécanique à l'instar du cas des blindages céramiques [3]. Au delà de ses applications traditionnelles dans l'architecture, l'habitat, la décoration intérieure, l'optique, l'emballage et plus récemment dans les transports, l'électroménager et la réfrigération commerciale, ses propriétés lui envisagent un avenir prometteur notamment dans l'électronique.

De nombreux moyens permettent d'accroître la résistance mécanique du verre [4]. Deux grands principes sont largement utilisés : le principe de renforcement par trempe thermique, connu depuis fort longtemps mais qui ne fut exploité industriellement qu'aux environs de 1930 et l'association du verre avec un film adhésif polymère qui fut la deuxième grande innovation du début du XXème siècle.

En 1909, un chimiste français, Edouard Bénédictus, fit tomber un jour, en rangeant son laboratoire, un flacon contenant une solution de nitrocellulose. Il constata avec surprise qu'au lieu de voler en éclats, le flacon, bien que fendillé en étoile ne s'était pas brisé. Il invente alors ce qui deviendra le verre feuilleté, auquel il donne le nom de Triplex.

Ce procédé, industrialisé à la fin des années 1930, qui consiste à lier deux feuilles de verre par un film intercalaire polymère transparent fait du verre un produit de sécurité.

En effet, lors d'un choc, après fragmentation du verre, le film intercalaire facilite par déformation la dissipation de l'énergie d'impact et retient les morceaux de verre évitant ainsi la projection de fragments et la lacération des personnes (Fig. 1).

Il confère de plus au vitrage une rigidité résiduelle garantissant la stabilité de sa mise en œuvre et assurant la rétention du corps de choc. La combinaison des propriétés viscoélastiques du film polymère et du caractère élastique fragile du verre, confère au vitrage feuilleté des caractéristiques mécaniques inédites lui permettant d'être utilisé dans de nombreux secteurs tels que l'automobile (pare-brises), la défense (vitrages blindés), l'aéronautique (vitrages de cockpit) et le bâtiment, en tant que matériau de protection contre le vandalisme, l'effraction (vitrine), la chute de personnes (garde corps), le heurt accidentel et contre la chute d'objets en toiture et verrière.

- a -

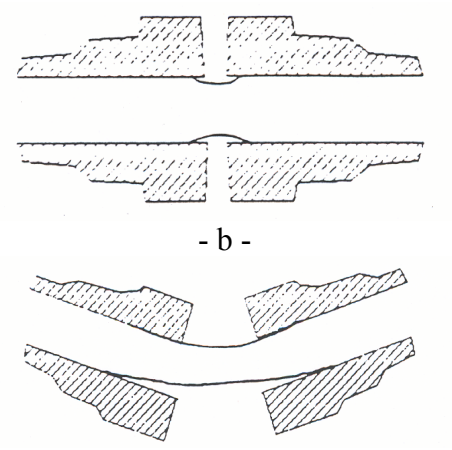


Fig. 1. Illustration du comportement des vitrages feuilletés :
a – Profil de fissuration d'un vitrage feuilleté lors d'un impact de corps dur sphérique
b – Initiation d'un délaminage au niveau des fissures
c – Déformation du film intercalaire entre les lèvres des fissures

Dans un contexte économique où le marché du vitrage feuilleté dans le bâtiment est en pleine expansion avec 60 millions de mètres carré vendus en Europe et une tendance de + 5 % par an, le souci croissant d'amélioration de la sécurité, d'allègement des structures, d'optimisation des produits en fonction des conditions d'impact et de validation rapide de nouvelles compositions vis à vis des compositions existantes et des essais normatifs, conduit tout naturellement les industriels à s'intéresser à la prédiction du comportement des vitrages feuilletés sous impact.

Les domaines d'application des vitrages feuilletés, cités précédemment, évoquent naturellement des sollicitations très diverses définies par des énergies incidentes (masses, vitesses), des natures et des rigidités de contact (pointu ou émoussé, dur ou mou), des tailles de zones d'impact (concentrées ou réparties), des empilements (nombre et épaisseurs des plis de verre, nature et épaisseurs des films intercalaires), des dimensions et des formes de vitrages (plats ou bombés) qui conditionnent le comportement à l'impact de ce type de matériau.

Le souhait des instances européennes de normalisation associées à l'apport des industriels a été de définir des référentiels normatifs garantissant les propriétés des vitrages feuilletés vis à vis de leurs applications et donc d'une nature d'impact bien précise.

Dans tous les cas, la résistance à la perforation est le critère de réussite aux essais normatifs. Cependant, pour caractériser le comportement à l'impact des vitrages feuilletés sont parfois pris en compte la décélération (pour la protection des personnes lors d'impact sur des pare-brises), la résistance à l'endommagement (pour conserver l'intégrité du vitrage lors de gravillonnage ou maintenir la stabilité de la mise en œuvre et une rigidité résiduelle après impacts lors d'ouragan ou d'explosion) et le retard à l'effraction à travers la notion de temps et de répétitivité (vitrages anti-balle, résistance à l'effraction).

Chaque segment d'utilisation des vitrages feuilletés est, dans le domaine du bâtiment, défini par un référentiel normatif caractérisant leur résistance aux chocs et à la perforation, leur rigidité résiduelle après casse, leur capacité à réduire la projection de fragments et le risque de lacération [5].

En Europe, les référentiels qui nous intéressent plus particulièrement sont les suivants [6, 7] (Fig. 2) :

- Segment de protection contre le vandalisme et l'effraction : norme EN 356
- Segment de protection contre le heurt accidentel et la chute de personnes : norme EN 12600

La norme EN 12600 correspond au choc mou pendulaire d'un corps de choc double pneus (pneus de brouette gonflés à environ 3 bars) de 50 kg sur un vitrage feuilleté de 1938 mm par 876 mm pour deux hauteurs de chute (450 mm et 1200 mm).

La norme EN 356 correspond au choc dur d'une bille en acier de 4 kg chutant à trois ou neuf reprises en trois points d'impact (définis par un triangle équilatéral de 130 mm de côté au centre du vitrage) sur un vitrage feuilleté de 1100 mm par 900 mm en configuration horizontale. La hauteur de chute (de 1,5 à 9 m), le nombre d'impacts et la configuration des vitrages feuilletés (fonction de l'épaisseur des plis de verre et du film intercalaire) varient suivant la classe normative visée.

- a -

- b -

Fig. 2. Illustration des essais normatifs :
a – Norme EN 356 : Segment de protection contre le vandalisme et l'effraction
b – Norme EN 12600 : Segment de protection contre le heurt accidentel et la chute de personnes

Une première étude réalisée par Vidal dans le cadre des impacts basses vitesses non perforants [8, 9] a permis d'une part de modéliser l'impact de corps durs et mous sur les vitrages feuilletés, jusqu'à la casse d'un ou des deux plis de verre, en utilisant une approche analytique et par éléments finis, et d'autre part de prédire la rupture de ces structures par voie statistique.

C'est maintenant vers l'étude du comportement des vitrages feuilletés après cette première rupture que s'oriente ce travail.

Pour atteindre cet objectif et sur la base de l'impact défini par la norme européenne EN 356, nous étudierons le comportement des vitrages feuilletés jusqu'à perforation. L'évolution de la dissipation de l'énergie incidente est suivie au cours de l'impact à travers la description des mécanismes de déformation et d'endommagement. A l'aide d'un outil expérimental original permettant l'incrémentation contrôlée de l'endommagement, est quantifiée, au cours du temps, la capacité du vitrage à dégrader l'énergie d'impact. Le principe de ce dispositif est de faire varier, pour une même énergie incidente, la distance de perforation du projectile. Ce dernier est de plus instrumenté afin de suivre l'évolution de sa vitesse au cours de l'impact. Ainsi, l'évolution de l'endommagement peut être décrit et confronté à la dissipation d'énergie afin de caractériser la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

Nous commencerons ce mémoire en présentant les matériaux constituant les vitrages feuilletés et les approches expérimentales et numériques rencontrées dans la littérature pour étudier leur comportement, que ce soit en statique ou en dynamique (Partie 1 Chap. 2 et 3). Le comportement des vitrages feuilletés jusqu'à perforation est ensuite étudié expérimentalement et les principaux mécanismes responsables de la dissipation d'énergie sont mis en évidence (Partie 2). Nous expliquerons le choix de la méthodologie retenue, le principe de fonctionnement et les critères de conception du dispositif utilisé pour suivre l'évolution de l'endommagement et la dissipation d'énergie du corps de choc au cours de l'impact (Partie 3). Enfin, à partir des résultats obtenus avec ce dispositif, nous montrerons l'intérêt d'une telle approche pour la caractérisation de la résistance à la perforation des vitrages feuilletés sous impact (Partie 4).

Chapitre 2

Présentation des matériaux

Dans le secteur du bâtiment, les plus grands feuilletés sont fabriqués à partir de « plateaux largeur de fabrication » (PLF) produits en sortie de ligne « float » ; soit 6 m par 3,2 m. Ils ne sont pas utilisés en tant que tel mais sont ensuite découpés à la demande. La séquence des empilements et la nature des constituants définissant les vitrages feuilletés varient suivant le niveau de performance recherché. Les plus fins dont l'épaisseur est inférieure à 5 mm sont utilisés dans l'automobile, les plus épais résistent à des impacts successifs de balles de 10 g à la vitesse de 820 $m.s^{-1}$ et peuvent atteindre 9 cm d'épaisseur.

Nous nous focaliserons dans cette étude sur les vitrages 44.2 qui sont les plus communément vendus comme fonction de protection contre le vandalisme et l'effraction et contre le heurt accidentel et la chute des personnes. Ils sont constitués de deux plis de verre de 4 mm d'épaisseur et d'un film intercalaire d'épaisseur 0,76 mm soit deux fois 0,38 mm qui est l'épaisseur nominale du film polymère. La qualité d'assemblage des vitrages feuilletés est assurée grâce aux procédés de calandrage et d'autoclavage. Le film intercalaire est installé, en salle blanche, entre deux verres, préalablement lavés et séchés. Le procédé de calandrage consiste à chasser l'air et à presser à chaud (70 à 90°C) les deux plis de verre avec des rouleaux. L'autoclave, qui consiste à faire subir un cycle de pression (8 à 15 bar) et de température (135 à 150°C), permet de dissoudre l'air résiduel dans le film intercalaire.

Dans les paragraphes suivants, nous donnons quelques définitions et propriétés mécaniques des verres et films intercalaires. L'aspect statistique de la résistance mécanique du verre et le caractère viscoélastique du film intercalaire sont abordés.

1. Le verre

1.1. Définition

J. Zarzycki [1] définit le verre comme *« un solide non cristallin présentant le phénomène de transition vitreuse »*.

Le verre est obtenu par un refroidissement suffisamment rapide pour que la cristallisation n'ait pas le temps de se produire. L'accroissement continu de la viscosité lorsque la température diminue, a pour résultat un figeage progressif du liquide jusqu'à sa solidification finale. Lorsque la cristallisation n'a pas lieu, le liquide passe à l'état surfondu de manière continue. A partir d'une certaine température, la viscosité du liquide est si élevée (10^{13} poise) qu'il est impossible d'atteindre l'équilibre en continuant de refroidir. Cette température qui correspond à une variation rapide du coefficient de dilatation est appelée *température de transition* ou de *transformation vitreuse* (Fig. 3).

Scholze [10] rappelle que ce phénomène peut être qualifié de « processus de figeage » et donne alors cette définition : *« D'un point de vue physico-chimique, le verre est un liquide surfondu figé »*.

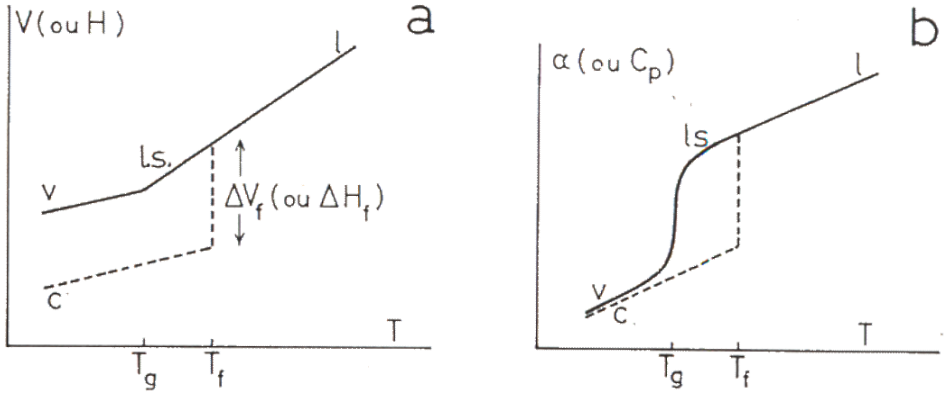


Fig. 3. Définition de la température de transition vitreuse Tg :
a – Variation du volume spécifique V (ou de l'enthalpie H) avec la température (l : liquide, l.s. : liquide surfondu, c : cristal ; v : verre)
b – Variation des quantités dérivées : coefficient de dilatation α (ou chaleur spécifique Cp) (d'après [1]).

Mécaniquement, le verre « froid » (à l'état solide nettement en dessous de T_g ~ 500 à 600°C) est défini couramment comme étant représentatif des matériaux fragiles [1, 11] (présentant les caractéristiques de la rupture fragile) c'est-à-dire que lors de sollicitations mécaniques, les verres passent quasiment sans transition d'un comportement élastique à la rupture (Fig. 4). Le verre est alors considéré comme élastique linéaire.

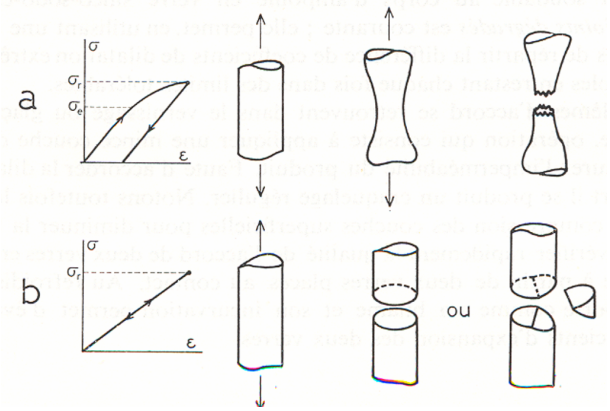


Fig. 4. Essais de traction et mode de rupture :
a – matériau ductile
b – matériau fragile (d'après [1]).

1.2. Comportement mécanique macroscopique

Depuis 1948 et Irwin, la résistance d'un matériau à la rupture fragile est décrite par le concept de facteur d'intensité de contraintes critique K_{ic} ; i = I, II ou III suivant le mode d'ouverture de la fissure (Fig. 5).

Dans le cas du verre, le mode ouvrant (mode I) est le plus dangereux car le verre cède généralement à l'extension [1]. Les modes II et III, le sont moins mais peuvent être aussi présents lors de la propagation des fissures.

Ce concept repose sur le critère suivant : au moment de la rupture, le facteur d'intensité de contrainte K_I atteint une valeur critique K_{Ic} caractéristique du matériau et donc indépendante de la géométrie de la structure et de la nature du chargement. Pour le verre, K_{Ic} vaut 0,76

MPa.m$^{1/2}$ pour du verre silico-sodo-calcique, valeur qui est 20 à 100 fois inférieure à celle de l'acier.

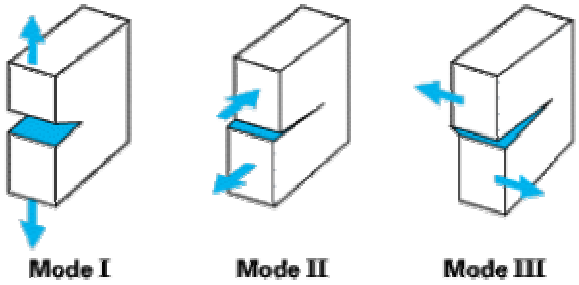


Fig. 5. Modes de rupture fondamentaux : Mode I : ouverture, Mode II : cisaillement plan, Mode III : cisaillement antiplan.

Il a été constaté de très grandes différences entre la résistance théorique et la résistance effective du verre en flexion (~ 20 GPa contre 40 MPa) [1, 4]. C'est Griffith (1920) qui a expliqué les faibles valeurs de la résistance mécanique des verres (et plus généralement des matériaux fragiles) en suggérant l'existence de microfissures ou failles superficielles résultant des manipulations et du procédé de fabrication [1, 4, 12]. Ces défauts, dont Griffith suggéra qu'ils devaient avoir une profondeur d'environ 5 µm, agissent comme des concentrateurs de contraintes. On sait maintenant que lors de son élaboration et de sa transformation, le verre peut présenter de minuscules inclusions solides (infondus, particules de matériaux réfractaires, microcristaux : dévitrification, particules d'étains) ou gazeuses (bulles) ainsi que des fissures superficielles ou de bords.

Le fait que la rupture du verre soit provoquée par les failles de Griffith (répartition aléatoire des défauts superficiels) conduit à des dispersions lors de la détermination expérimentale de la résistance à la rupture du verre ; d'où la nécessité d'introduire un modèle probabiliste de rupture fragile. Nous citerons ici le modèle de Weibull (1939) basé sur le principe du maillon le plus faible et souvent utilisé pour des sollicitations uniaxiales et celui de Barnett et Freudenthal (1968) basé sur le principe d'indépendance des actions dans lequel la probabilité de survie est le produit des probabilités de survie calculées pour chaque contrainte principale maximale [8, 11, 13]. Chacune de ces probabilités suit une loi de Weibull de mêmes paramètres, m, σ_o, σ_u. La probabilité de rupture d'une structure de volume V, soumise à un état de contrainte Σ, constituée d'un matériau isotrope en terme d'orientation de défaut, s'écrit :

$$P_r(\Sigma)=1-\exp\left(-\int_V \frac{1}{V_0}\left(\frac{\langle \sigma_1-\sigma_u \rangle}{\sigma_0}\right)^m dv\right) \qquad (1)$$

où V_0 est le volume élémentaire de référence. Les défauts responsables de la rupture du verre étant essentiellement distribués en surface du matériau, l'équation (1) se limite à une intégrale sur la surface S du volume de verre et considère une surface élémentaire S_0.

Cette expression est définie en choisissant comme critère de rupture, la contrainte principale maximale σ_1, les défauts sont considérés comme ponctuels et on suppose une « indépendance » de la probabilité de rupture des défauts [11, 13]. Avec $\langle x \rangle$ partie positive de x, σ_u la contrainte minimale de rupture.

Les paramètres m et σ_o, caractérisent la distribution des défauts et sont déterminés à partir du graphe $\ln\left(\ln\left(\frac{1}{1-P_r}\right)\right) = f(\ln\sigma_1)$ dont la pente donne m et l'ordonnée à l'origine $-m\ln\sigma_o$. Les contraintes à rupture des éprouvettes testées sont classées par ordre croissant et la probabilité de rupture associée est déterminée à l'aide d'un estimateur pour lequel plusieurs expressions existent. Les plus citées sont [8, 11-15] :

$$P_r(\sigma_i) = \frac{i}{N+1} \tag{2}$$

$$P_r(\sigma_i) = \frac{i-0{,}5}{N} \tag{3}$$

$$P_r(\sigma_i) = \frac{i-0{,}3}{N+0{,}4} \tag{4}$$

où $i=1,N$ est le nombre d'éprouvettes rompues à une contrainte $\sigma \leq \sigma_i$ et N le nombre total d'éprouvettes. Ces expressions se rejoignent pour de grandes valeurs de N.

Le module de Weibull m est directement représentatif des résultats expérimentaux : plus sa valeur est élevée, plus le comportement du matériau est déterministe [11, 12, 13].

La détermination des paramètres du modèle nécessite de nombreux essais. Vidal [8] utilise 31 éprouvettes pour déterminer les probabilités de rupture expérimentales d'un verre de 4 mm identifiées en flexion biaxiale circulaire. Le modèle probabiliste utilisé est un modèle de Barnett-Freudenthal modifié pour prendre en compte la croissance sous-critique des défauts (Fig. 6).

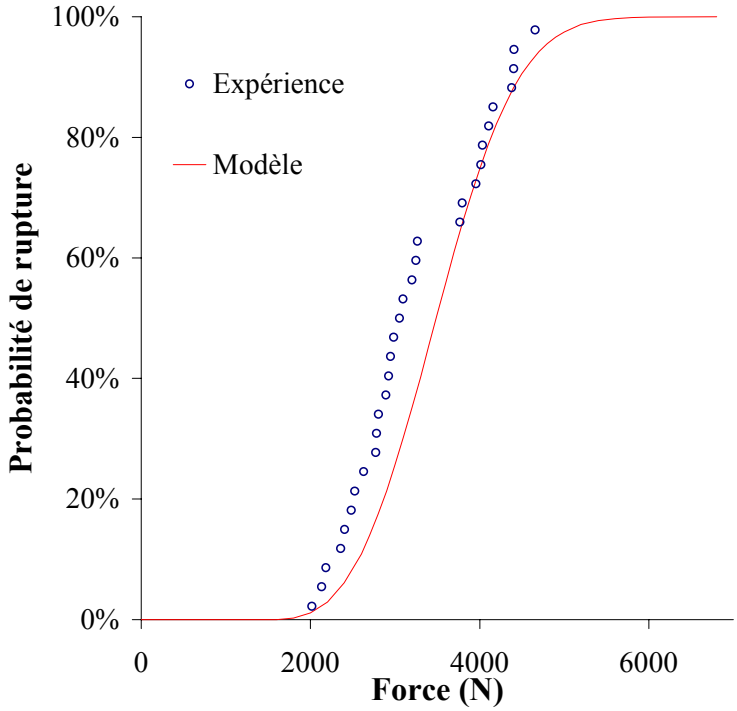


Fig. 6. Probabilité cumulée de rupture expérimentale et identifiée d'une plaque circulaire en verre de 290 mm de diamètre et de 4 mm d'épaisseur en flexion biaxiale circulaire (rayon appui intérieur : 75 mm ; extérieur: 137,5 mm) (d'après [8]).

En effet, au caractère fragile du verre, il faut ajouter l'influence de l'environnement extérieur sur la résistance à la rupture du verre. Notamment, un fort taux d'humidité favorise

l'accélération du processus de propagation des fissures dans le verre [16]. Cette influence est prépondérante pour les faibles vitesses de fissuration (région I et II) du diagramme K_I-V (Fig. 7) [1, 8]. Dans la région III (K_I voisin de K_{Ic}), la vitesse ne dépend plus de l'environnement puis la vitesse de fissuration tend vers une limite ~ 1500 $m.s^{-1}$. La fissure bifurque ensuite pour $K_I > 4\ K_{Ic}$.

Pour les grandes vitesses de chargement atteintes lors d'impacts, il est raisonnable de ne pas tenir compte de la croissance sous-critique des défauts.

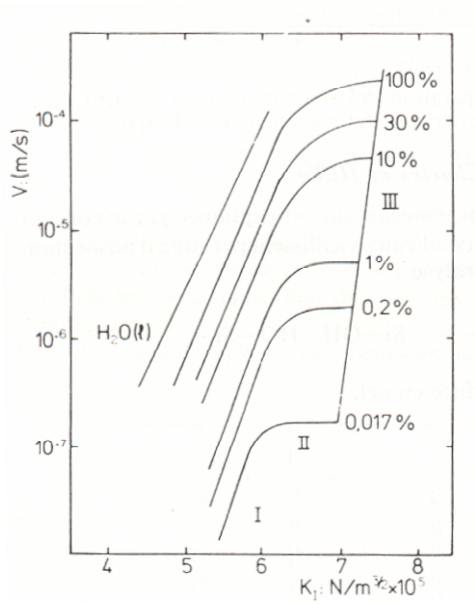


Fig. 7. Dépendance de la vitesse de fracture V du facteur K_I pour le verre SiO_2-Na_2O-CaO par la technique du double cantilever. Influence de la concentration en vapeur d'eau (indiquée en % sur la figure) (d'après [1] citant Wiederhorn [17]).

2. Films intercalaires

L'intercalaire, de par ses propriétés mécaniques et adhésives, joue deux rôles. Il permet d'une part de dégrader une partie de l'énergie d'impact par déformation viscoélastique - viscoplastique et d'éviter la projection de fragments. D'autre part, après impact, il permet de conserver une tenue résiduelle assurant le maintien du vitrage. Les films intercalaires permettent d'améliorer les performances du verre d'un point de vue mécanique mais aussi acoustique (atténuation de certaines fréquences) tout en conservant la propriété de transparence. Son processus de fabrication lui permet aussi par adjonction de colorant d'être utilisé comme élément de décoration. Le type d'intercalaire peut varier suivant le niveau de performance recherché (polyuréthane, polycarbonate, résines bi-composants, polyéthylène, …). Nous nous intéresserons ici au seul cas du poly([alcool de vinyle] -co- [butyrale de vinyle]) ou « polyvinyl butyral » (PVB). Ce polymère est le plus couramment utilisé pour les applications vitrages feuilletés grâce à son forte compatibilité avec le verre, liée à sa transparence et à ses remarquables propriétés adhésives, ainsi qu'à ses propriétés viscoélastiques garantissant une déformation importante avant rupture et un amortissement maximal des basses fréquences à température ambiante.

2.1. Caractéristiques physico-chimiques

La « matière première » de la feuille de polymère est une résine PVB obtenue par réaction entre un alcool polyvinylique et un butyle aldéhyde. Les acétals comme le polyvinyl butyral sont formés par réaction entre les aldéhydes et les alcools. L'adjonction d'une molécule d'un alcool à une molécule d'un aldéhyde produit un hémiacétal (Fig. 8). Les hémiacétals sont rarement isolés du fait de leur nature instable. Ils réagissent donc avec une autre molécule d'alcool pour former un acétal stable. Les alcools polyvinyliques contiennent des pourcentages variables de groupes hydroxyles et acétates produits par hydrolyse du polyvinyle acétate. Les conditions de la réaction d'acétalisation et les concentrations en aldéhyde et en alcool polyvinylique sont contrôlées pour obtenir des polymères contenant des proportions prédéterminées de groupes hydroxyles, acétates et acétals. Le produit final peut être représenté par la structure schématique de la figure 8. Les proportions A, B et C sont contrôlées (approximativement 80 %, 18 % et 2 %) et sont distribuées aléatoirement le long de la molécule [18, 19].

Le taux de groupements hydroxyles (liaisons OH) est d'environ 40 %. La température de transition vitreuse de cette résine est d'environ 60 à 70 °C. Le film intercalaire PVB plastifié utilisé dans les vitrages feuilletés est ensuite obtenu par adjonction de plastifiants (20 à 25 % : esters d'acides phtaliques et adipiques) pour modifier le comportement thermomécanique du mélange et de sels modérateurs d'adhésion qui diminuent le nombre de molécules d'eau au sein du polymère et permettent de contrôler l'adhésion du film au verre [20]. En effet, l'interface verre/polymère est composée d'eau, de verre, de sel et de polymère. En absence de sel, l'eau forme des pontages par l'intermédiaire de liaisons hydrogènes entre le verre (liaisons Si-O-Si) et les hydroxyles (liaisons OH). Ces liaisons sont difficiles à rompre et lors de la destruction des assemblages, la rupture est cohésive au niveau du polymère. En présence de sels (acétate de potassium), les anions et les cations structurent l'eau ; ils ont tendance à diminuer au sein du polymère le nombre de molécules d'eau fixées sur les groupements hydroxyles.

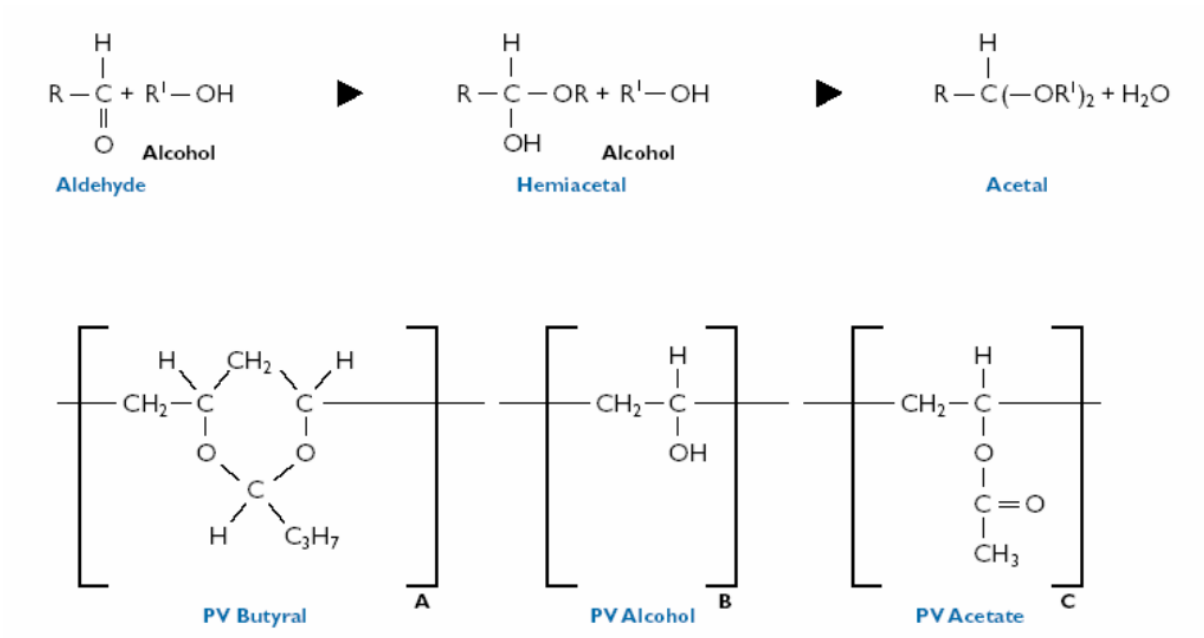


Fig. 8. Formulation chimique de la résine de polyvinyl butyral rentrant dans la composition des films intercalaires PVB (d'après [18]).

Les facteurs qui contrôlent donc l'adhésion verre/polymère sont le taux d'eau du polymère, la composition du copolymère poly([alcool de vinyle] -co- [butyrale de vinyle]) et les sels présents à l'interface.

Les températures de transition vitreuse (T_g) mesurées, pour différents PVB commerciaux, par calorimétrie différentielle à balayage (DSC : Differential Scanning Calorimeter) et par la méthode des tangentes, sont de l'ordre de 20 à 30°C pour une vitesse de 5°C/min (Fig. 9) mais on trouve dans la littérature des valeurs de l'ordre de 16-17 °C [19]. Les températures de relaxation principale (T_α) mesurées par viscoélasticimétrie sont de l'ordre de 25 à 35°C (fig. 10 et 11). Cette dernière mesure est naturellement fortement dépendante de la fréquence de sollicitation. Une augmentation de la fréquence de sollicitation lors de la mesure donnera une température de relaxation principale plus élevée et inversement. Nous pouvons constater de plus l'existence d'une relaxation secondaire β vers – 40°C (Fig. 10).

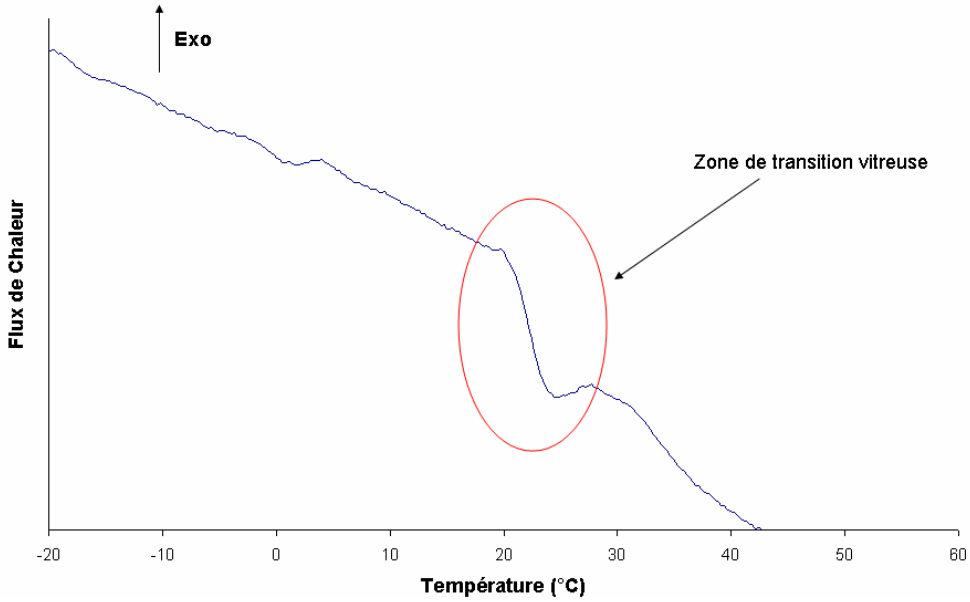


Fig. 9. Résultat d'un essai de calorimétrie différentielle à balayage (5°C/min) pour le PVB.

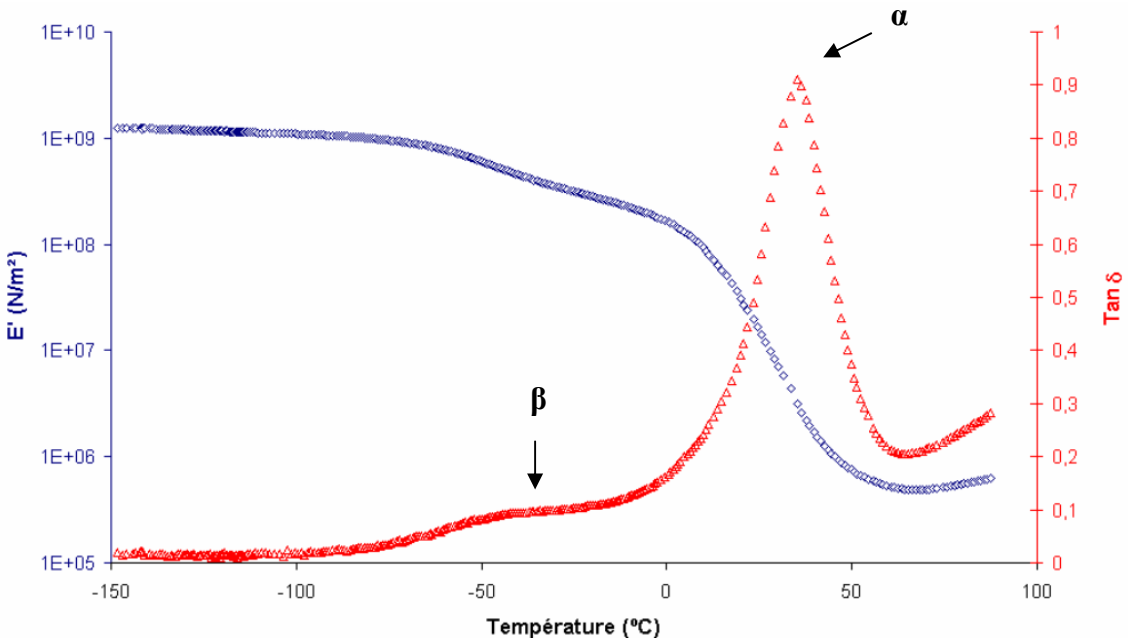


Fig. 10. Réponse mécanique dynamique du polyvinyl butyral à 1 Hz et relaxations associées (α et β).

Les températures de relaxation principale et plus globalement le comportement du film polymère varient fortement en fonction du taux de plastifiant et du taux de liaisons hydroxyles du film polymère. Une augmentation du taux de plastifiant conduit à une diminution de la température de relaxation principale et inversement une augmentation du taux de liaisons hydroxyles conduit à une augmentation de celle-ci (Fig. 11) [20].

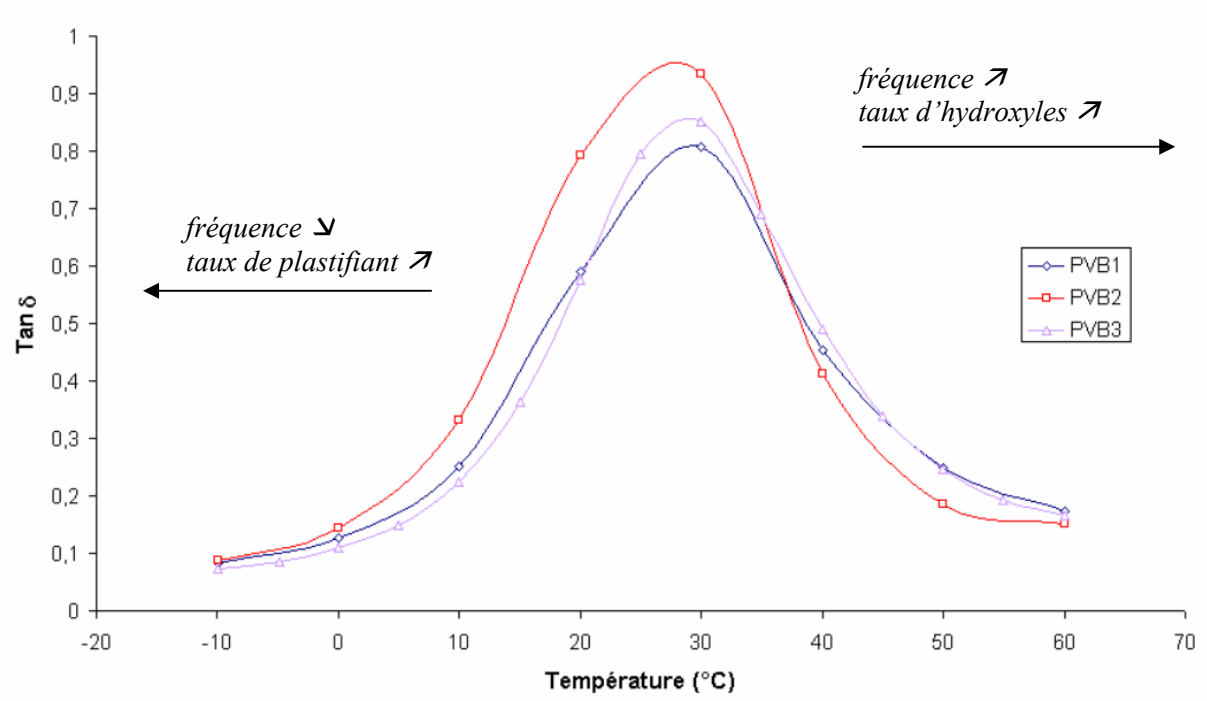


Fig. 11. Evolution de l'angle de perte en fonction de la température pour trois films intercalaires PVB. Analyse par viscoélasticimétrie à la fréquence de 5 Hz. Les flèches indiquent l'effet de la fréquence de sollicitation, du taux d'hydroxyles et du taux de plastifiant sur le décalage de la transition α.

Les valeurs mesurées de la température de transition vitreuse et de relaxation principale montrent que le comportement des films intercalaires PVB varient fortement sur leur plage de température d'utilisation : -20°C à 60°C et que leur capacité d'amortissement est maximale à température ambiante.

Nous allons nous intéresser maintenant au comportement en traction de ce type de film intercalaire. Si, dans le cadre de la modélisation numérique du comportement des vitrages feuilletés sous impact avant rupture des plis de verre, le PVB peut être considéré en première approximation comme viscoélastique linéaire [8], il n'en est plus de même après fragmentation car le film intercalaire est alors sollicité en grandes déformations entre les fragments de verre. Cependant, le comportement en petites déformations du film intercalaire durant la première phase de la sollicitation va subordonner, par le champ de déplacements induit par la flexion du vitrage, la trame des événements du processus d'impact.

2.2. Comportement en traction

2.2.1. Influence de la température

Nous confirmerons dans la 2ème partie de ce mémoire que lors d'un impact, après fragmentation, l'énergie cinétique du corps de choc est dissipée majoritairement par la déformation du film intercalaire. Après fragmentation des plis de verre, les déplacements

imposés par les impacts définis par les essais normatifs cités plus haut engendrent de grandes déformations du film intercalaire. De plus, la température de transition vitreuse pour les polymères marque un changement prononcé de leur comportement mécanique [21].

Pour illustrer ce comportement, des essais de traction ont été réalisés à –20, 20 et 50 °C (Fig. 12) selon la norme européenne NF EN ISO 527-3 [22] et à l'aide d'une étuve dont la température est contrôlée à +/- 3°C. Les éprouvettes utilisées sont de type 5 (Fig. 13) et ont été découpées dans le sens d'extrusion du film PVB (épaisseur : 0,76 mm).

Le caractère amorphe du PVB est modéré par une légère orientation des chaînes de macromolécules dans le sens d'extrusion résultant du procédé de fabrication. Il est constaté une légère augmentation de rigidité (< 10 %) à 20°C aux fortes déformations pour les éprouvettes sollicitées à 90° du sens d'extrusion.

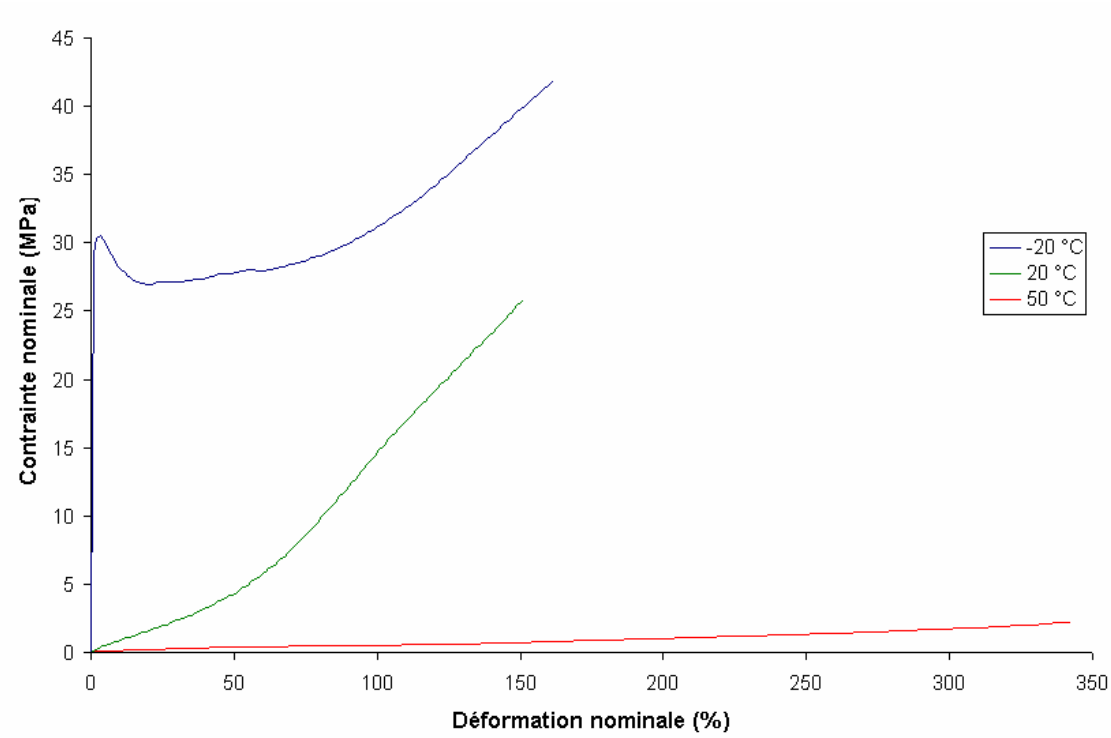
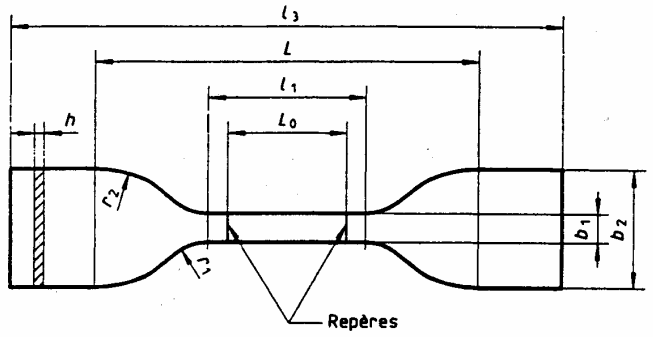


Fig. 12. Comportement en traction du PVB selon la norme ISO 527-3 pour trois températures : -20°C, 20°C et 50°C à 500 mm/min. Variables nominales.

Les courbes représentent la contrainte nominale (ou conventionnelle) σ_N en fonction de la déformation nominale (ou conventionnelle) ε_N. Le capteur de force de la machine de traction a une précision inférieure à 0,5 %. La déformation est mesurée à l'aide d'un extensomètre dont la précision est de l'ordre de 1 %.

Les contraintes et déformations vraies permettent de mieux décrire le phénomène d'instabilité plastique mais nécessitent la mesure de l'évolution au cours de l'essai de la section qui dans notre cas est faible (de l'ordre de 5 mm²) [21, 24]. En effet, les variables nominales ne tiennent pas compte du changement de section de l'éprouvette.



b_1	Largeur de la partie étroite: 6 mm ± 0,4 mm
b_2	Largeur des extrémités: 25 mm ± 1 mm
h	Épaisseur: ⩽ 1 mm
L_0	Distance entre repères: 25 mm ± 0,25 mm
l_1	Longueur de la partie étroite: 33 mm ± 2 mm
L	Distance initiale entre mâchoires: 80 mm ± 5 mm
l_3	Longueur totale: ⩾ 115 mm
r_1	Petit rayon: 14 mm ± 1 mm
r_2	Grand rayon: 25 mm ± 2 mm

Fig. 13. Dimensions des éprouvettes de type 5 utilisées pour les essais de traction sur film PVB selon la norme ISO 527-3 (d'après [22]).

Il est donc préférable de disposer des variables vraies (« globales » ou homogènes) dans le cas où la déformation est homogène dans toute l'éprouvette et se produit à volume constant :

$$\begin{cases} \sigma_v = \dfrac{F}{A} = \dfrac{F}{A_0}\dfrac{L}{L_0} = \sigma_N(1+\varepsilon_N) \\ \varepsilon_v = \displaystyle\int_{L_0}^{L}\frac{dL}{L} = \ln\frac{L}{L_0} = \ln(1+\varepsilon_N) \end{cases} \tag{5}$$

avec

$$\begin{cases} \sigma_N = \dfrac{F}{A_0} \\ \varepsilon_N = \dfrac{L-L_0}{L_0} \end{cases} \tag{6}$$

Lorsque la déformation n'est pas homogène (cas d'une striction), G'Sell et Jonas [25] ont défini les variables vraies « locales » pour des éprouvettes axisymétriques :

$$\begin{cases} \sigma = \dfrac{F}{A} = \dfrac{4F}{\pi D^2} \\ \varepsilon = 2\ln(\dfrac{D_0}{D}) \end{cases} \tag{7}$$

A l'aide d'éprouvettes en forme de sablier, l'évolution du diamètre minimum D par rapport au diamètre initial D_0 est suivi, à vitesse de déformation vraie constante, grâce à un

système à pilotage vidéométrique. La forme en sablier permet de localiser l'instabilité plastique responsable de la striction au niveau du diamètre minimal.

Les différences essentielles entre les courbes contrainte/déformation en variables nominales et vraies sont d'une part une augmentation beaucoup plus rapide de la contrainte avec la déformation (Fig. 14) et d'autre part une atténuation du crochet au maximum de la contrainte nominale correspondant à la réduction de la section de l'éprouvette au passage de la striction [24, 25].

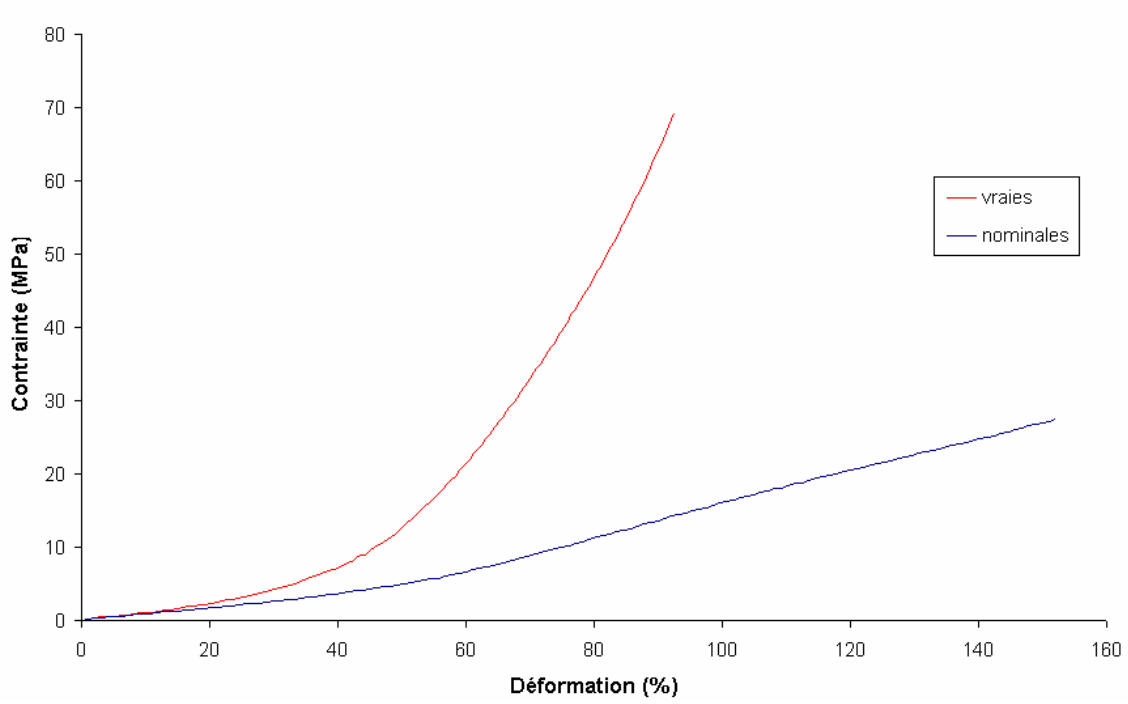


Fig. 14. Courbes de traction vraie et nominale du PVB selon la norme ISO 527-3 à 20°C et 500 mm/min.

Dans la suite, nous considérerons les contraintes et déformations nominales.

Pour des températures inférieures à la température de transition vitreuse, le comportement en traction du film intercalaire PVB est élasto-viscoplastique et nous pouvons définir quatre zones de comportement selon Perez (1992) [21, 23] (Fig. 15).

- La première partie de la courbe correspond à la partie de faible déformation viscoélastique majoritairement réversible à l'échelle de temps de l'essai.

- La deuxième partie correspond au maximum de contrainte (crochet) qui coïncide avec la striction et un adoucissement apparaît.

- La partie suivante correspond à la plastification puis un durcissement structural apparaît aux fortes déformations lié à l'orientation progressive des chaînes dans la direction principale de déformation.

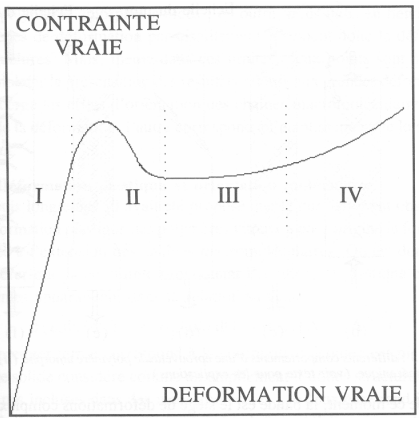


Fig. 15. Définition des quatre parties de la courbe contrainte vraie - déformation vraie généralement observée dans le cas des polymères amorphes : élasticité et anélasticité (I), régime transitoire (II), écoulement plastique avec faible taux de consolidation (III) puis taux de consolidation élevé (IV) (d'après [21]).

Autour et au delà de la température de transition vitreuse, le comportement du PVB est celui d'un élastomère amorphe [25]. Le PVB a un comportement viscoélastique non linéaire autour de T_g présentant un durcissement structural aux fortes déformations. Puis, il devient caoutchoutique au delà de T_g pouvant subir des allongements hyperélastiques supérieurs à 350 % à 50°C (50 mm/min). Le terme viscoélastique est utilisé au sens où « le matériau présente des phénomènes d'élasticité retardée et que sa réponse est quasi réversible mais seulement en attendant suffisamment longtemps » Chaboche (1995) [24].

2.2.2. Influence de la vitesse

Du fait du caractère viscoélastique et viscoplastique du PVB, la vitesse de sollicitation influe sur son comportement et se traduit par une augmentation apparente de la rigidité du matériau (fig. 16 et 17). Cette influence est plus significative aux fortes déformations à 20°C et 50°C.

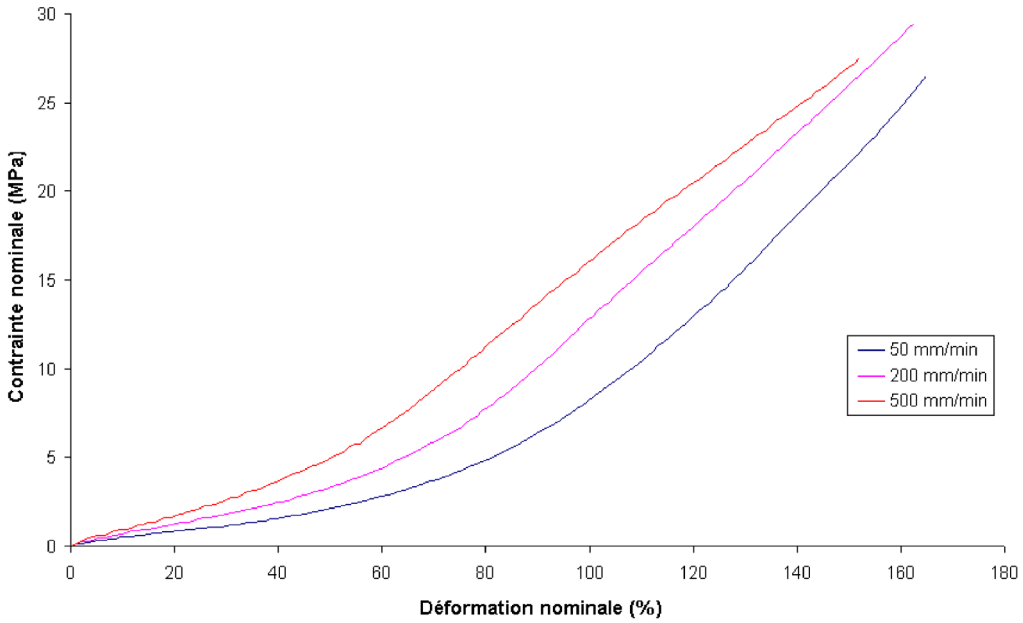


Fig. 16. Comportement en traction du PVB selon la norme ISO 527-3 à 20 °C pour trois vitesses de sollicitations : 50, 200 et 500 mm/min. Variables nominales.

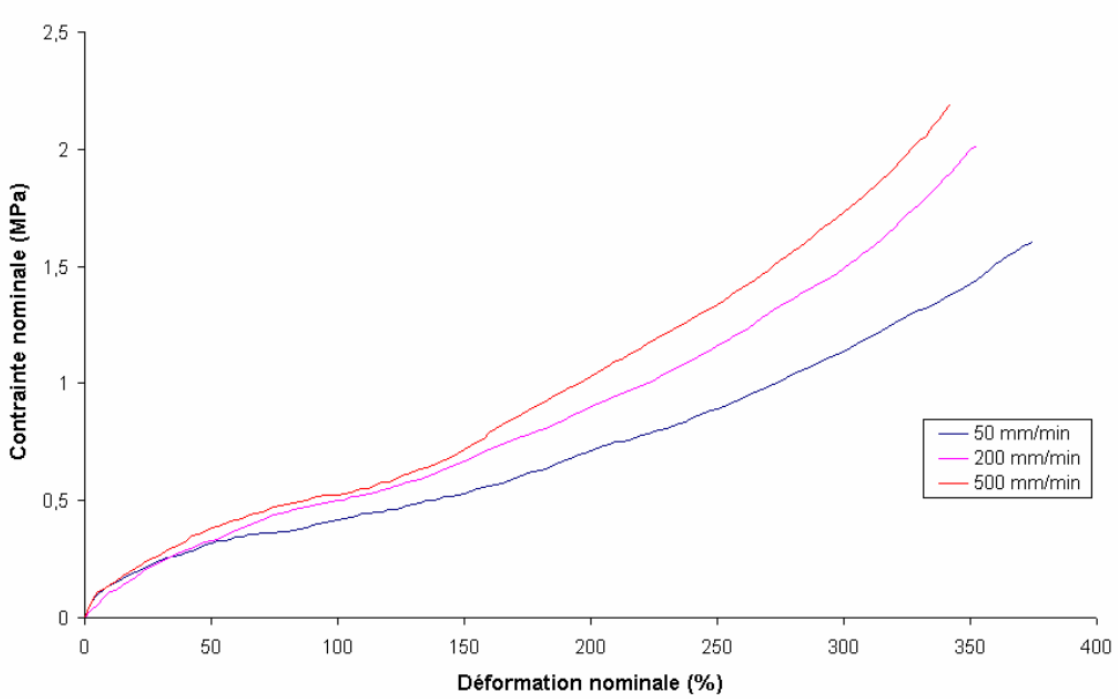


Fig. 17. Comportement en traction du PVB selon la norme ISO 527-3 à 50 °C pour trois vitesses de sollicitations : 50, 200 et 500 mm/min. Variables nominales.

A -20°C, l'influence de la vitesse de sollicitation est faible sur le pic de traction. Elle est plus significative sur le « plateau » (développement de la striction) et sur le durcissement plastique (orientation des macromolécules) (Fig. 18).

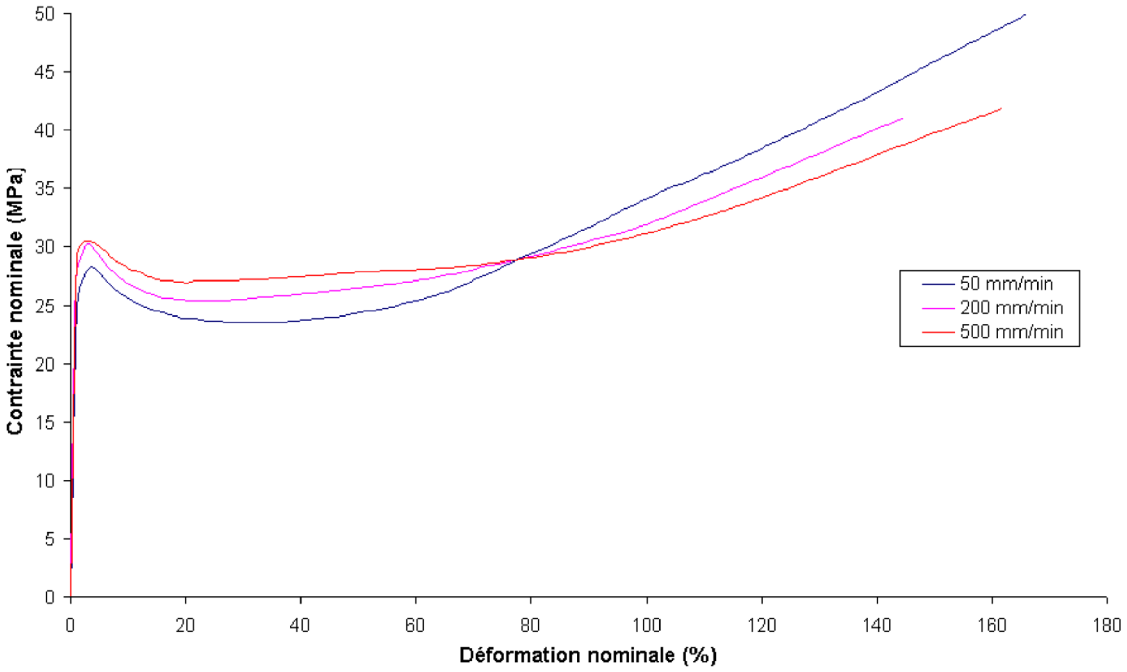


Fig. 18. Comportement en traction du PVB selon la norme ISO 527-3 à -20 °C pour trois vitesses de sollicitations : 50, 200 et 500 mm/min. Variables nominales.

Il apparaît de plus une intersection des courbes aux fortes déformations dans la première partie du durcissement plastique. La phase de durcissement semble s'atténuer avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation.

Bisilliat [23] constate une telle intersection aux fortes déformations sur les courbes de traction du polycarbonate (éprouvettes sablier) à 0,1 et 10 mm/min. Cette intersection n'apparaît pas sur les courbes contraintes vraies – déformations vraies pour des vitesses de déformations variant de 10^{-4} à 5.10^{-3} s^{-1}. Elle constate cependant, pour des essais de compression, un adoucissement aux fortes déformations lorsque la vitesse de déformation augmente : de 5.10^{-4} à 2500 s^{-1}.

Cet adoucissement semble être lié aux auto-échauffements dans le matériau. L'accroissement de la température (à partir de l'apparition de la plasticité) est calculé par résolution de l'équation de la chaleur. Le régime est considéré adiabatique et tout le travail est transformé en chaleur. La thermodépendance de la contrainte suivant une loi exponentielle, cet accroissement est ensuite pris en compte pour calculer la contrainte corrigée « isotherme ». C'est la contrainte qu'aurait eu le matériau s'il restait isotherme.

La comparaison entre l'évolution de cette contrainte corrigée et la forme des courbes expérimentales montre que le radoucissement thermique dû aux auto-échauffements est responsable de la diminution de la contrainte avec la vitesse de sollicitation (Fig. 19). Molinari et G'Sell [24] note que ce phénomène thermique associé aux instabilités plastiques est généralement constaté, même à des vitesses de déformation modérées, pour les polymères qui présentent en général une faible conductivité thermique (de l'ordre de 0,2 $W.m^{-1}.K^{-1}$ pour le PVB).

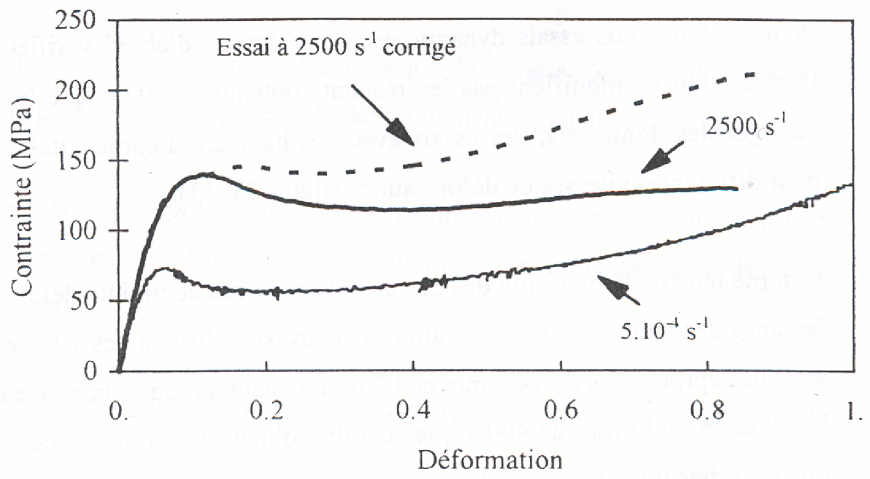
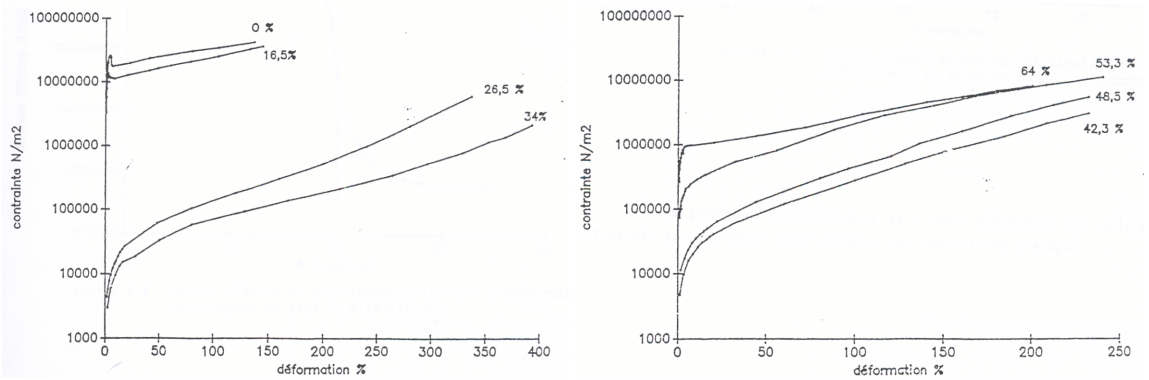


Fig. 19. Comparaison des courbes expérimentales en compression du polycarbonate pour des vitesses de déformation de 5.10^{-4} et 2500 s^{-1} et de la contrainte corrigée « isotherme » à 2500 s^{-1}. Variables homogènes (d'après [23]).

2.2.3. Influence de la composition chimique

De la même manière que le taux de plastifiant influe sur la température de relaxation principale, une augmentation du taux de plastifiant se traduit par une perte de rigidité et un comportement mécanique plus proche d'un élastomère (Fig. 20a) [20]. Quoique moins prononcé, l'effet est inverse en ce qui concerne le taux de liaisons hydroxyles (Fig. 20b).



- a - - b -

Fig. 20. Influence du taux de plastifiant (a) et du taux de liaisons hydroxyles (b) sur le comportement en traction du PVB à la vitesse de 10 mm/min et à 20 °C selon la norme NF 51-034 (d'après [20]).

Le taux de plastifiant peut donc être ajusté afin d'améliorer la capacité d'amortissement du film polymère à une température donnée ou favoriser un comportement mécanique plus ou moins caoutchoutique. Le taux de liaisons hydroxyles est lui plutôt ajusté de manière à contrôler l'adhésion au verre.

2.2.4. Influence de l'histoire thermomécanique

Au cours du procédé d'assemblage (calandrage et autoclavage), le film intercalaire PVB subit des sollicitations mécaniques et thermiques. Pendant le calandrage, le film est comprimé à la sortie de fours à des températures variant de 60 à 100°C. Pendant l'autoclavage, il subit un cycle de pression hydrostatique et de température plus ou moins long suivant le type d'empilement (épaisseurs, dimensions, quantité, …) (Fig. 21).

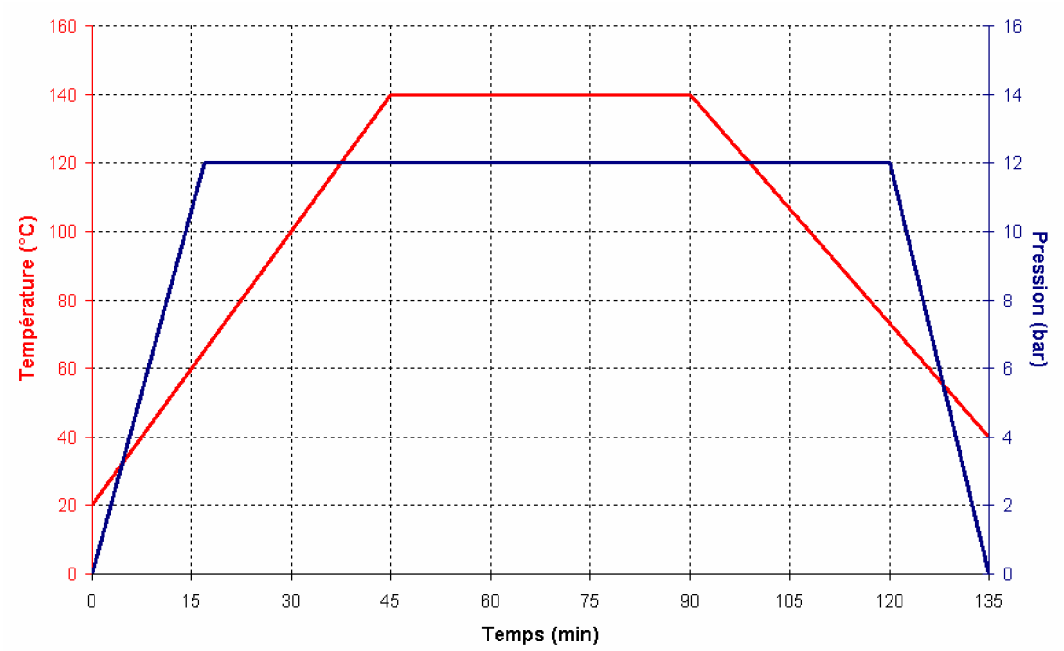


Fig. 21. Exemple de cycle d'autoclave recommandé par un fournisseur de film intercalaire PVB.

Nous n'étudierons pas ici en détail l'influence des paramètres du procédé de fabrication (pression de calandrage, température des fours, cycle de pression et température de

l'autoclave, …) sur les propriétés mécaniques et adhésives du vitrage feuilleté. Cependant, on peut se poser la question de l'influence de l'histoire thermomécanique de ce procédé sur les propriétés mécaniques macroscopiques du film intercalaire. En effet, il est maintenant admis que l'histoire thermomécanique subie par les polymères induit des changements sur sa microstructure [24, 25]. C'est notamment le cas lors de recuits à des températures entre T_g-ΔT et T_g (ΔT de l'ordre de quelques dizaines de degré). Une illustration de ce mécanisme est la recouvrance de la déformation « plastique » si l'on décharge l'éprouvette pendant un temps très long et de manière plus spectaculaire si on réchauffe le matériau au dessus de T_g pour les polymères amorphes.

Nous avons vu plus haut que la température de transition vitreuse du PVB est de l'ordre de 20 à 25°C. Une augmentation importante de la température au dessus de T_g relaxe les contraintes dans le film. Le refroidissement relativement lent lors du cycle d'autoclave conduirait donc du fait du caractère élastomère amorphe du PVB à conserver les propriétés mécaniques du matériau avant assemblage. Nous considérons donc, dans notre étude, que le procédé de fabrication des vitrages feuilletés n'influe pas de manière significative sur le comportement mécanique macroscopique du film PVB.

3. Synthèse

Les vitrages feuilletés combinent les propriétés élastique fragile du verre et viscoélastique et adhésive du film intercalaire.

La contrainte à rupture en flexion du verre recuit étant faible, le verre se déforme très peu avant rupture et ne permet pas, pour la catégorie d'impact qui nous intéresse dans cette étude, de dégrader une grande quantité d'énergie.

La répartition surfacique aléatoire des défauts responsables de la rupture du verre implique une dispersion des résultats quantifiable à l'aide d'un modèle probabiliste de type Weibull en quasi statique.

Le film intercalaire « polyvinyl butyral » est un polymère amorphe dont la température de transition vitreuse est proche de la température ambiante. Son comportement est en conséquence fortement variable sur la gamme d'utilisation standard des vitrages feuilletés : -20°C à 60°C.

Son comportement est élasto-viscoplastique en dessous de sa température de transition vitreuse, viscoélastique non linéaire autour de celle-ci et caoutchoutique au delà. A basse température, les courbes contraintes – déformations nominales présentent un crochet correspondant à l'apparition de la plasticité et de la striction. Celle-ci se développe ensuite et la contrainte augmente du fait de l'orientation des macromolécules.

A température ambiante, la déformation est quasiment entièrement réversible du fait du caractère viscoélastique et on observe une augmentation significative de la rigidité du film pour des déformations de l'ordre de 60 à 80 %. Au delà de la température de transition vitreuse, le film peut subir des déformations hyperélastiques supérieures à 350 %. Les déformations avant rupture mesurées en traction sont relativement importantes : de 160 % à -20°C à plus de 300 % à 50 °C pour une vitesse de sollicitation de 500 mm/min.

Ses remarquables propriétés adhésives avec le verre nécessitent l'utilisation de modérateurs d'adhérence tels que les sels type acétate de potassium. Le taux de liaisons hydroxyles, le taux d'eau du polymère et la concentration en sels contrôlent l'adhésion au verre.

Chapitre 3

Bibliographie des méthodes d'investigation

La majeure partie des travaux recensés dans la littérature s'est intéressée au comportement des vitrages feuilletés sous chargement statique ou quasi statique et notamment sous une pression uniforme [26-30].

Behr *et al.* (1993) résument 20 ans de résultats expérimentaux et théoriques sur le comportement des vitrages feuilletés architecturaux à la pression du vent ou à un chargement statique uniforme (représentatif du poids de la neige) [27]. Parmi ceux-ci, Behr *et al.* (1986) limite le comportement du vitrage feuilleté sous chargement uniforme entre celui d'un vitrage monolithique d'épaisseur équivalente et celui d'un assemblage de deux plis de verre indépendants (layered system) (Fig. 22) [26].

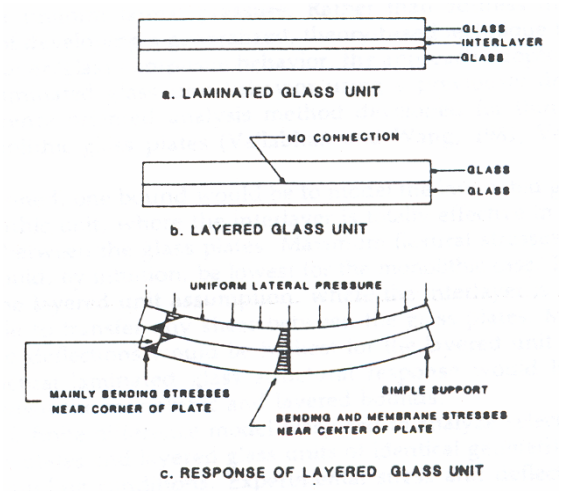


Fig. 22. Modèle utilisé pour décrire le comportement des vitrages feuilletés sous une pression uniforme a) vitrage feuilleté b) plis de verre indépendants c) réponse à une pression uniforme (d'après [26]).

Vallabhan *et al.* (1987) développe alors un modèle non linéaire de deux plaques superposées sans film intercalaire pour caractériser ce comportement et montre que celui-ci est proche de la réponse d'un vitrage monolithique [28]. Ce modèle est ensuite amélioré pour prendre en compte les grands déplacements et le rôle du film intercalaire [29]. Citons enfin, Norville *et al.* (1998) qui ont montré que la résistance des vitrages feuilletés sous chargement uniforme augmente avec l'augmentation de l'épaisseur du film intercalaire et diminue avec l'augmentation de la température [30].

Bennison *et al.* [31], pour modéliser numériquement le comportement des vitrages feuilletés en flexion biaxiale, ont pris en compte la viscoélasticité de l'intercalaire à l'aide du modèle de Maxwell généralisé et de la loi WLF (Williams-Landel-Ferry) déjà utilisés dans le cas d'impacts non perforant [8]. Récemment, Seshadri *et al.* [32] sont allés plus loin en modélisant numériquement, toujours en flexion biaxiale et pour un profil de fissuration donné, le comportement après rupture du vitrage feuilleté afin de quantifier sa rigidité résiduelle (Fig. 23).

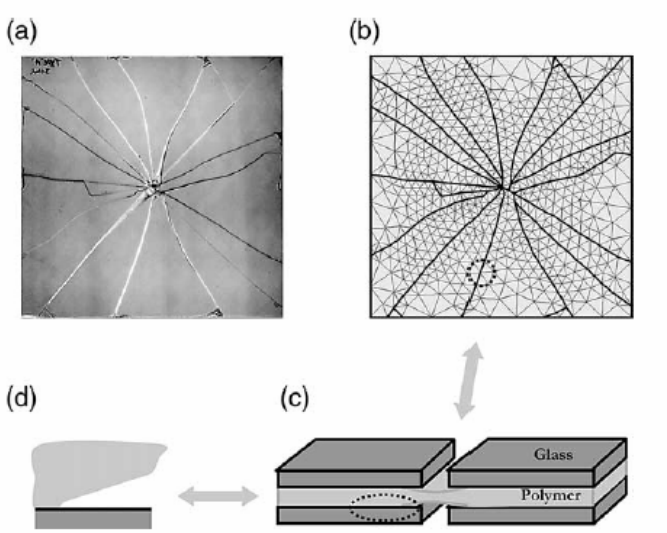


Fig. 23. Modèle éléments finis utilisé pour décrire le comportement en flexion biaxiale des vitrages feuilletés. a) Profil de fissuration b) Maillage associé c) Schématisation du comportement entre les fragments d) Délaminage à l'interface verre/polymère (d'après [32]).

L'objectif des études sur le comportement sous impacts des vitrages feuilletés varie suivant le segment d'utilisation visé.

Pour les vitrages destinés à lutter contre les impacts de petits projectiles dus aux ouragans, les auteurs s'attachent à alléger les structures tout en garantissant la résistance à la rupture des plis de verre.

L'analyse des performances des vitrages feuilletés passe par la réalisation d'outils expérimentaux [33-35] ou par la conception de modèles analytiques ou numériques permettant la formulation du concept du pli de verre sacrifié (sacrificial ply design concept) qui spécifie que la composition du vitrage feuilleté doit garantir la non fragmentation du vitrage intérieur (conservant ainsi la capacité de résistance mécanique à la pression du vent de ce dernier) [36-40].

Pour le secteur automobile, les fabricants de vitrages feuilletés cherchent à concilier gain de poids, résistance à l'impact et amortissement des chocs ; qu'ils soient la conséquence de débris divers projetés sur la route (gravillonnage sur pare-brises), de tentative d'effraction (vitres latérales feuilletés) ou encore d'accidents avec des piétons ou des cyclomoteurs [41-45].

Enfin, le cadre normatif, défini par le secteur du bâtiment et décrit plus haut, nécessite de définir des modèles prédictifs de la résistance à la rupture ou à la perforation des vitrages feuilletés, qu'ils soient empiriques, numériques ou analytiques [8, 32, 46-48]. Nous pouvons encore citer des études particulièrement ciblées sur des phénomènes dynamiques bien plus sévères tels que le choc à l'oiseau [49], les impacts par balles [50, 51], à hypervitesses [52] ou encore le comportement des vitrages anti-explosion [53].

Deux types d'approches peuvent être distinguées dans ces recherches : les approches expérimentales et numériques.

1. Méthodes expérimentales

Les moyens expérimentaux d'impact utilisés pour tester les vitrages feuilletés sont essentiellement les catapultes, les tours de chute et les lanceurs à gaz. Grant et Cantwell [33, 34] ont utilisé un système de catapulte (Fig. 24) pour projeter des projectiles de faible masse (~ 2 g) à des vitesses comprises entre 4 et 20 $m.s^{-1}$. Leur objectif est de réduire le poids des constructions tout en conservant la résistance à l'impact. Ils ont montré l'influence importante de l'épaisseur du pli extérieur sur la vitesse critique d'initiation de l'endommagement (Fig. 25).

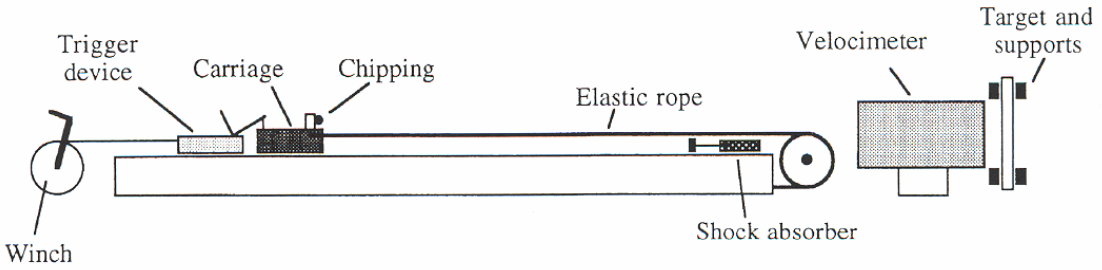


Fig. 24. Schématisation de la catapulte utilisée pour étudier l'effet du gravillonnage sur les vitrages feuilletés (d'après [33]).

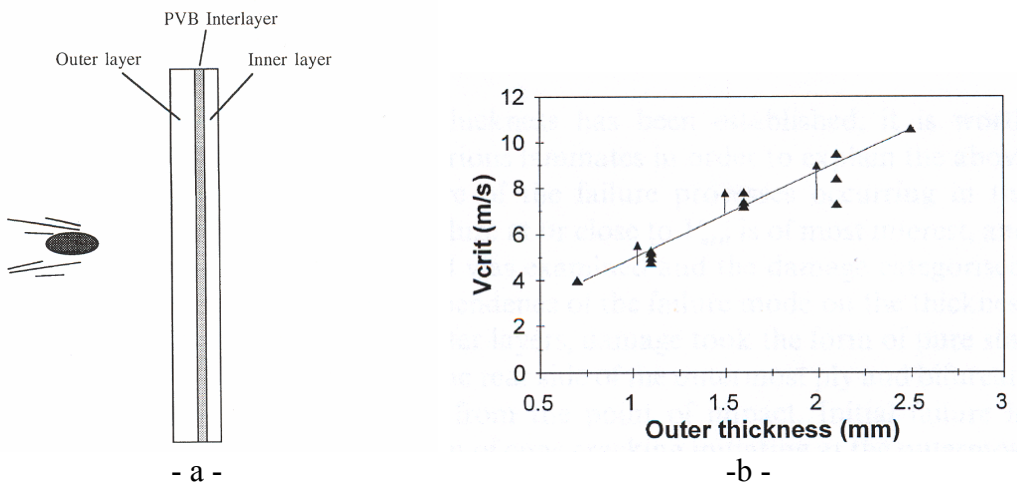


Fig. 25. a) Schématisation du gravillonnage sur vitrages feuilletés et définition du pli extérieur b) Evolution de la vitesse critique d'initiation de l'endommagement en fonction de l'épaisseur du pli de verre extérieur. Les flèches indiquent une augmentation de l'épaisseur du pli de verre intérieur (d'après [33]).

Les tours de chute permettent des essais plus reproductibles et sont peu onéreuses [8, 54]. Elles sont cependant limitées en vitesses de sollicitation ; c'est pourquoi il est souvent préférable d'utiliser des lanceurs à gaz. Bouzid *et al.* [55] utilise ce système pour les barres de Hopkinson en complément d'une tour de chute pour couvrir un intervalle de vitesse de déformation plus important et établir ainsi un modèle d'endommagement pour le verre caractérisé par le volume affecté par l'impact (Fig. 26a et b). Il est à noter que la contrainte dynamique critique excède, jusqu'à un rapport 10, la valeur statique.

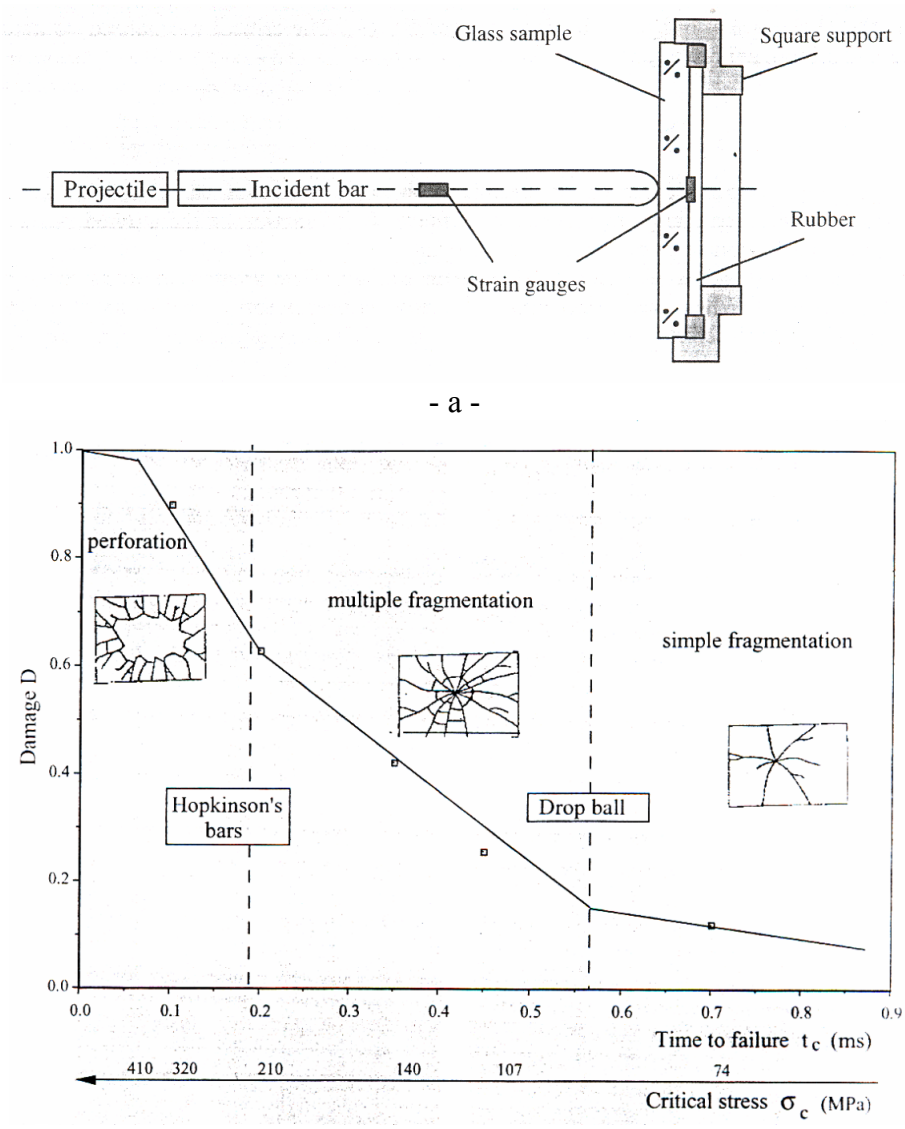


Fig. 26. a) Schématisation du dispositif de barres de Hopkinson b) Evolution de la variable d'endommagement en fonction de la contrainte critique et du temps d'initiation de la rupture pour du verre monolithique de 5 mm d'épaisseur (d'après [55]).

Ball a étudié l'influence d'un film PVC de 200 µm d'épaisseur sur le comportement à l'impact d'un vitrage monolithique de 3 mm (recuit ou trempé chimiquement) [60]. Ce film polymère placé sur la face impactée (et de manière moins significative sur la face opposée) favorise la résistance à l'impact en inhibant la fissuration de type cône de Hertz due aux contraintes de contact (Fig. 27). Les projectiles considérés dans cette étude sont des billes d'acier de 5 mm de diamètre et de 0,5 g propulsés à des vitesses variant de 10 à 100 m.s^{-1}. La vitesse critique d'initiation de la rupture est marquée par une croix pour chaque composition. Les zones hachurées représentent les vitesses critiques d'initiation de la rupture pour les verres monolithiques (recuit et trempé chimiquement) sans film plastique.

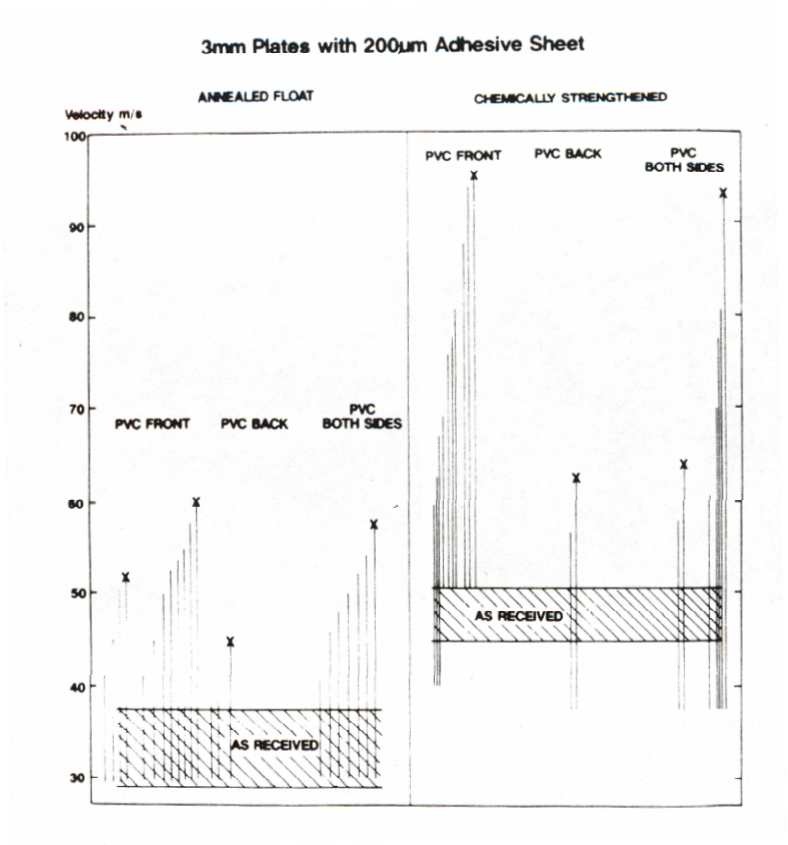


Fig. 27. Résistance à l'impact d'une bille d'acier de 0,5 g de verres monolithiques de 3 mm avec un film plastique (PVC) collé soit sur la face impactée, soit sur la face opposée, soit sur les deux. La vitesse critique d'initiation de la rupture est marquée par une croix. Les zones hachurées représentent les vitesses critiques d'initiation de la rupture pour les verres monolithiques (recuit et trempé chimiquement) sans film plastique (d'après [60]).

Une étude récente de Walley *et al.* (2004) sur des impacts de sphères de 6 mm de diamètre à 350 m.s^{-1} sur des empilements verre, polyuréthane et polycarbonate (3 mm de verre, 1 mm de PU et 3 mm de PC) a montré l'influence de la température sur le profil de fissuration [59] (Fig. 28). Le faciès de fissuration est associé à la génération et la propagation d'ondes élastiques de volume (longitudinale et de cisaillement) et de surface (Rayleigh) (Fig. 29). La différence de vitesse entre ces ondes (c_l = 5750, c_s = 3370 et c_R = 3100 m.s^{-1}) peut avoir pour conséquence, par réflexion de l'onde longitudinale sur la surface arrière, de renforcer l'onde de Rayleigh à une certaine distance du point d'impact et donc de créer des fissures orthoradiales. Cet article s'inspire des travaux de Field [4], sur l'influence de la propagation des ondes de choc sur la création et la croissance des fissures dans le verre, dont est tirée en partie la figure 29.

Lorsque la température décroît, le nombre de fissures dans le verre diminue à cause de l'augmentation de la rigidité des polymères (PU, PC).

Enfin, pour se rapprocher des conditions réelles de sollicitation des vitrages feuilletés lors d'ouragan, Aratani *et al.* [35] propulse à l'aide d'un lanceur à gaz des projectiles aussi divers que des gravillons de 2 g à 40 m.s^{-1} ou des morceaux de bois (section de 50 mm par 100 mm) de 4 kg à 20 m.s^{-1}.

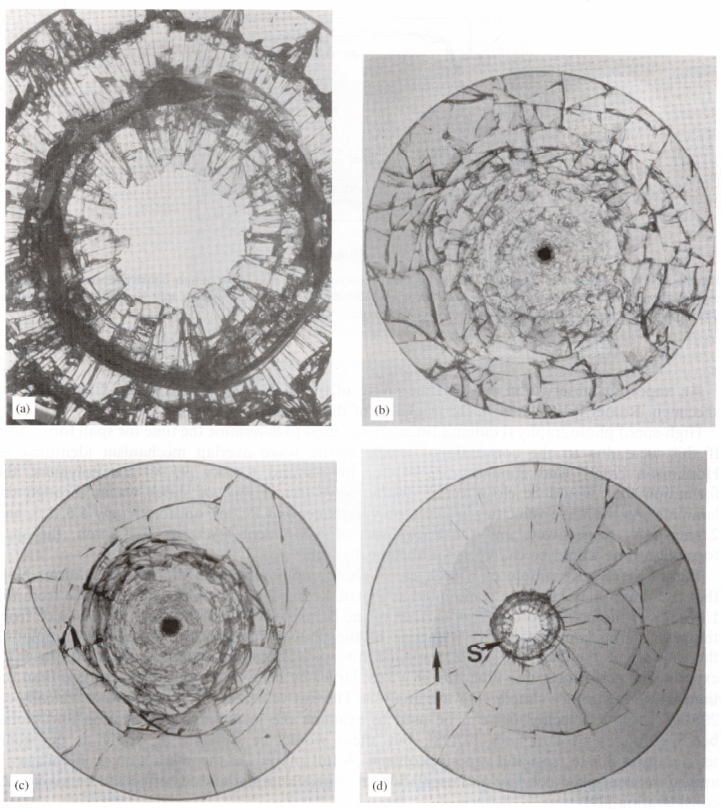


Fig. 28. Résultats de l'impact d'une bille en acier de 6 mm de diamètre à 350 m.s^{-1}sur un empilement de 3 mm de verre,1 mm de PU, 3 mm de PC. a) empilement de 50 mm de diamètre ; b) à d) empilement de 152 mm de diamètre pour des températures de 20°C (b), -28.5 °C (c) et -34 °C (d) (d'après [59]).

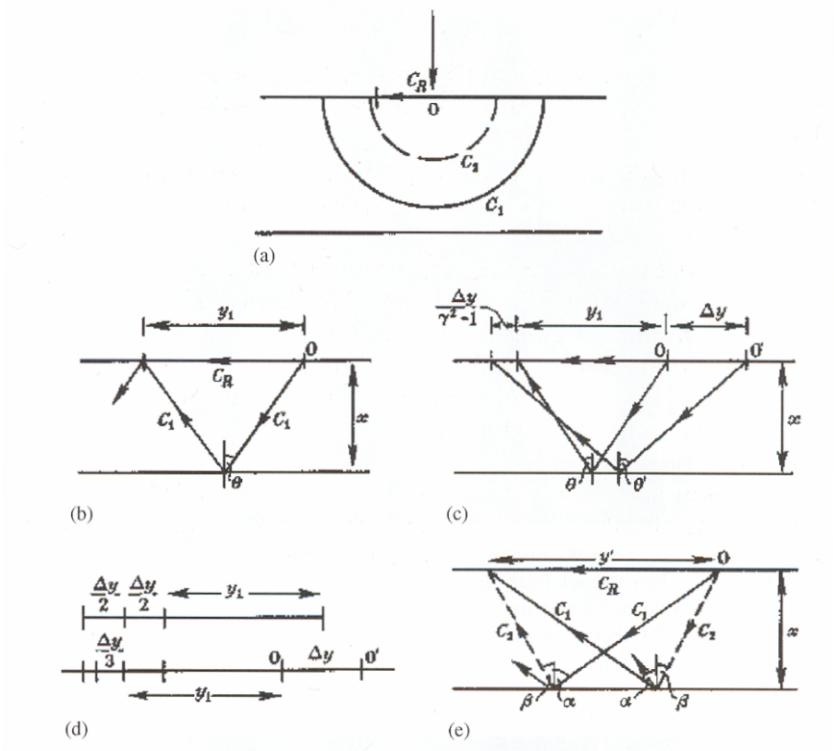


Fig. 29. Réflexion et renforcement des ondes de contraintes générées lors de l'impact dans une plaque mince (d'après [59]).

2. Méthodes numériques

Les principaux auteurs qui se sont intéressés à la modélisation numérique du comportement sous impact des vitrages feuilletés sont Flocker et Dharani [36, 37, 56-58].

Afin d'établir les critères de résistance des vitrages à l'impact de petits projectiles projetés lors d'ouragan, ils ont identifié l'influence de paramètres géométriques (épaisseur), mécaniques (traitements thermiques de renforcement du verre ou propriétés rhéologiques pour le polymère) ou encore des conditions initiales (vitesse, masse du projectile). Ils proposent ainsi une méthode d'optimisation des empilements feuilletés basée sur le concept du pli de verre sacrifié (sacrificial ply design concept) [36, 38-40]. Ce concept consiste à dimensionner le vitrage feuilleté de telle manière que lors de petits impacts, le verre extérieur (verre impacté) peut se casser mais doit garantir la non fragmentation du pli de verre intérieur. Ce dernier doit conserver une rigidité suffisante pour résister à la pression du vent. Dans ce cadre, Saxe *et al.* ont défini expérimentalement l'ordre d'importance des variables de dimensionnement qui influencent le plus la résistance du pli de verre intérieur [40], soit, par ordre d'importance : l'influence du traitement thermique de renforcement du pli de verre intérieur, l'épaisseur du pli de verre intérieur, l'épaisseur du film intercalaire et l'épaisseur du pli de verre extérieur.

Ils se sont ensuite intéressés au processus d'endommagement par cône de Hertz et à son influence sur le délaminage [37, 56, 57]. Enfin, Ji *et al.* ont pris en compte le caractère probabiliste du verre et établit un modèle prédictif de la rupture des plis de verre [58]. Ce modèle a été corrélé avec la probabilité de rupture de vitrages 55.4 (deux verres de 5 mm d'épaisseur et un film intercalaire de 1,52 mm d'épaisseur) en fonction de la vitesse d'impact de projectiles sphériques de 2 g.

Les impacts envisagés par ces études considèrent du gravillonnage (faible énergie cinétique) et ne prennent pas en compte la perforation des vitrages feuilletés et par conséquent ni la rigidité résiduelle du vitrage feuilleté cassé, ni la déchirure de l'intercalaire. De plus, le modèle à une cellule de Maxwell utilisé pour décrire le comportement du film intercalaire est nettement insuffisant comme l'a montré Vidal [8].

Enfin, citons le travail de Vidal sur la modélisation d'impacts de corps durs et mous sur vitrages feuilletés [8] dont les résultats ont abouti à la modélisation analytique et numérique de l'impact de corps durs et mous et à la définition d'un modèle prédictif d'endommagement jusqu'à rupture des plis de verre.

Dans le domaine de l'automobile, les approches en modélisation numérique se sont concentrés autour de l'étude du gravillonnage [44] déjà largement étudié expérimentalement [41] mais aussi de l'étude d'impacts à énergie cinétique plus importante tel que le choc de la tête d'un cyclomotoriste sur le pare-brise d'une voiture [43, 45].

3. Synthèse

Les principaux dispositifs expérimentaux utilisés pour étudier le comportement des vitrages feuilletés sont les tours de chute, les catapultes et les lanceurs à gaz.

Les études expérimentales recensées dans la littérature se sont attachées à déterminer l'importance de l'épaisseur des plis de verre, de l'épaisseur du film intercalaire et du renforcement thermique des plis de verre dans la résistance au gravillonnage des vitrages feuilletés.

Trois études expérimentales sont remarquables par l'intérêt porté à la définition d'une variable d'endommagement [55], à la compréhension de l'influence d'un « renforcement par film polymère » [60] et à l'influence sur le profil de fissuration des réflexions des ondes acoustiques et de la température [59].

Les études numériques se sont concentrées sur le comportement au gravillonnage et ne semble pas s'être encore intéressée à la modélisation du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés sous impact. Seules quelques approches numériques sur le comportement après rupture en flexion biaxiale quasi statique [32] et sur le comportement sous impact perforant en utilisant des éléments finis sécables [42] ont été réalisées. Cependant, elles ne permettent pas d'avoir un outil prédictif de qualification des vitrages feuilletés à l'impact du fait de la forte dépendance au profil de fissuration.

Ainsi, dans le but de limiter le poids des vitrages, d'optimiser les produits en fonction des conditions d'impacts et de valider rapidement de nouvelles compositions vis à vis des compositions existantes et des essais normatifs, il est indispensable d'identifier et de décrire les mécanismes responsables de la dissipation de l'énergie cinétique du corps de choc et de caractériser le comportement des vitrages feuilletés jusqu'à perforation.

Deuxième Partie

Etude expérimentale du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés

Les vitrages feuilletés doivent répondre à de nombreuses exigences normatives. Ces exigences définies au niveau national mais de plus en plus aux niveaux européen et international, garantissent la durabilité, les propriétés thermiques, acoustiques, la résistance mécanique statique ou dynamique ... des vitrages. Du point de vue de la sécurité et plus particulièrement de la résistance à l'impact, les vitrages feuilletés sont dimensionnés pour résister à des sollicitations très diverses. Chaque catégorie d'impact est associée à des essais normatifs. Nous pouvons classer ces impacts en fonction de la vitesse de chargement. Pour les faibles vitesses de chargement, on trouve les impacts définis par la protection contre le risque de blessures, contre le vandalisme et l'effraction, contre la chute de personnes, le heurt accidentel, contre la chute d'objets en toiture et verrière pour les vitrages bâtiment et contre le gravillonnage pour les pare-brises automobiles. Les vitesses de chargement élevées correspondent aux vitrages anti-explosion, anti-balles ou aéronautiques pour lesquels la norme américaine ASTM F330-89 définit le choc à l'oiseau.

Nous nous intéressons dans cette étude aux catégories d'impacts définies par la protection contre le vandalisme et l'effraction, contre la chute de personnes, le heurt accidentel et contre la chute d'objets en toiture et verrière.

A partir des essais normatifs qui définissent la résistance à la perforation des vitrages feuilletés utilisés dans le secteur du bâtiment, nous allons définir la chronologie et la phénoménologie des mécanismes qui interviennent au cours d'un impact de corps durs.

Nous nous placerons ensuite d'un point de vue énergétique afin d'identifier et de quantifier les mécanismes responsables de la dissipation de l'énergie incidente avant de conclure sur leur importance.

Chapitre 4

Chronologie et phénoménologie de l'impact de corps durs

1. Gamme de sollicitation

Les référentiels européens qui nous intéressent dans cette étude et qui caractérisent la résistance à la perforation des vitrages feuilletés sont les suivants [6, 7] :

- Segment de protection contre le heurt accidentel : norme EN 12600 classe prescrite 2B.
- Segment de protection contre la chute des personnes : norme EN 12600 classe prescrite 1B.
- Segment de protection contre le vandalisme et l'effraction : norme EN 356 classes P1A à P5A.

Les essais normatifs associées à ces référentiels sont réalisés à la température de 23°C (+/- 2°C) pour la norme EN 356 et de 20°C (+/- 5°C) pour la norme EN 12600.

La norme EN 12600 (Fig. 2b page 15) correspond au choc mou pendulaire d'un corps de choc double pneus (pneus de brouette gonflés à environ 3 bars) de 50 kg sur un vitrage feuilleté de 1938 mm par 876 mm pour deux hauteurs de chute (1200 mm : classe 1B, 450 mm : classe 2B).

La norme EN 356 (classes P1A à P4A) (Fig. 2a page 15) correspond au choc dur d'une bille en acier de 4 kg chutant à trois reprises en trois points d'impact (définis par un triangle équilatéral de 130 mm de côté au centre du vitrage) sur un vitrage feuilleté de 1100 mm par 900 mm en configuration horizontale. La hauteur de chute et la configuration des vitrages feuilletés varient suivant la classe :

- classe P1A : 1.5 m pour des vitrages feuilletés 33.2 (deux verres de 3 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 0,76 mm)
- classe P2A : 3 m pour des vitrages feuilletés 44.2 (deux verres de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 0,76 mm)
- classe P3A : 6 m pour des vitrages feuilletés 44.3 (deux verres de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 1,14 mm)
- classe P4A : 9 m pour des vitrages feuilletés 44.4 (deux verres de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 1,52 mm)

La classe P5A de la norme EN 356 diffère des précédentes par le nombre d'impacts qui est dans ce cas de 9 pour une hauteur de chute de 9 m sur des vitrages 44.6 (deux verres de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 2,28 mm).

La littérature fournit des exemples de normes russes (GOST 5727-88 et GOST R 51136-98) [46, 47] ou américaines (ASTM E1886-97, SSTD 12-97 et SFBC section 2315) [32] qui se rapprochent des catégories d'impact cités ci-dessus avec des impacts à la bille de 2 ou 4 kg

chutant de hauteurs variant de 3,5 à 9,5 m ou de morceaux de bois de 4 kg propulsés à la vitesse de 15 $m.s^{-1}$. Dans tous les cas, la résistance à la perforation est le critère de réussite aux essais normatifs.

Nous focaliserons notre attention sur l'étude de l'impact de corps durs correspondant à la norme EN 356. Dans le cas d'impacts de corps mous (type EN 12600), une partie de l'énergie cinétique incidente est dissipée par déformation du projectile contrairement à l'impact de corps durs. Les temps de sollicitation sont en conséquence plus lents dans le cas de la norme EN 12600. De l'ordre de 20 ms pour un impact type EN 356 contre 60 ms pour un impact de type EN 12600. L'étude phénoménologique peut cependant être transposée à l'analyse d'impact de corps mous dans la mesure où est intégrée la notion de déformation du projectile et donc de variation de surface de contact au cours du temps.

2. Impact considéré

Nous venons de voir que l'essai normatif EN 356 définit l'impact d'une sphère d'acier de 4 kg sur un vitrage 1100 par 900 mm en configuration horizontale. Du fait des grandes dimensions du vitrage feuilleté, nous lui avons associé un essai d'impact sur un vitrage feuilleté de dimensions plus faibles. Les vitrages impactés sont des vitrages 44.2 (deux verres de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire d'épaisseur 0,76 mm) qui sont les plus communément vendus comme fonction de protection contre le vandalisme et l'effraction et contre le heurt accidentel et la chute des personnes. Les vitrages font 300 mm de côté et sont fixés à l'aide de couteaux à faible rayon de courbure (usiné au 10ème de millimètre) de 275 mm de diamètre (Fig. 30). Cette configuration est inspirée du dispositif utilisé par Vidal [8]. Les couteaux permettent de se rapprocher d'un contact linéique ponctuel et l'axisymétrie facilite la comparaison avec des modèles éléments finis 2D et analytiques. Le choix de vitrages carrés plutôt que circulaires a été guidé par la facilité de découpe. Le champ de contrainte n'est cependant pas trop éloigné de celui d'un vitrage circulaire dans la zone en deçà des conditions de fixation [8].

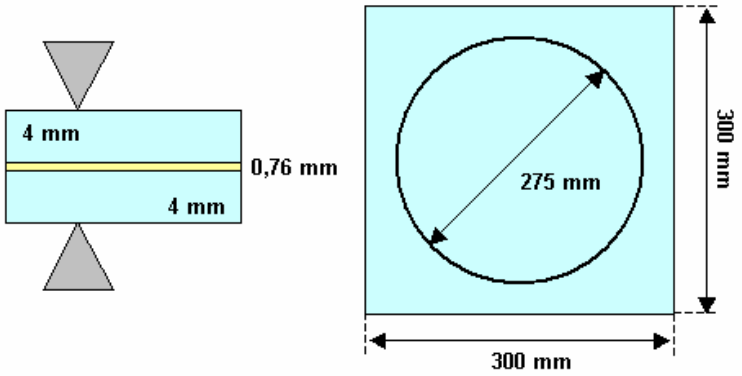


Fig. 30. Conditions de fixation de type appui simple et dimensions des vitrages feuilletés impactés.

Le projectile est une sphère en acier de 4 kg identique à celle de la norme EN 356. Nous recherchons ici à identifier le comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés. Pour cela, des essais d'impact ont été réalisés afin d'identifier la vitesse limite de perforation d'un vitrage feuilleté 44.2 à température ambiante. Par dichotomie, la vitesse limite de perforation a été identifiée de l'ordre de 10 $m.s^{-1}$. Cette vitesse correspond à une hauteur de chute de 5 m. L'énergie limite de perforation correspondante est d'environ 200 Joules.

3. Chronologie

A partir de l'impact généré par l'essai normatif EN 356 classe P2A (hauteur de chute de 3 m sur un vitrage feuilleté 44.2) et des essais décrits dans la section précédente, nous définissons la chronologie suivante (Fig. 31) :

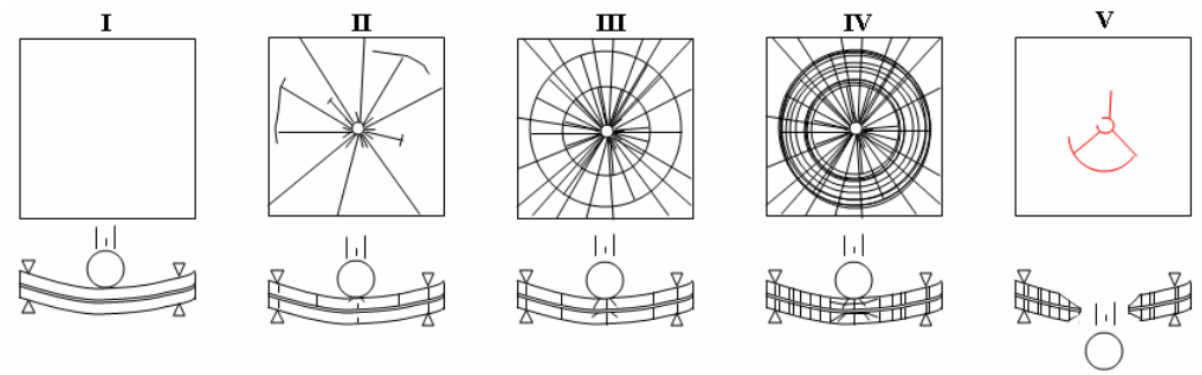


Fig. 31. Schématisation en cinq étapes du processus d'impact perforant par projectile sphérique d'un vitrage feuilleté carré fixé à l'aide de couteaux circulaires. Le vitrage est constitué de deux plis de verre et d'un film intercalaire polymère. I) Flexion du vitrage feuilleté II) Initiation de la fissuration radiale et orthoradiale III) et IV) Progression de la fragmentation V) Profil de déchirure du film intercalaire et passage du corps de choc.

La durée de ce type d'impact est de l'ordre de la vingtaine de millisecondes pour l'impact d'une bille d'acier de 4 kg chutant de 6 m sur un vitrage feuilleté 44.2, 300 mm par 300 mm en configuration horizontale.

Etape I :

Après une brève flexion du vitrage de quelques microsecondes, sans endommagement, la fissuration apparaît. La sollicitation en flexion du vitrage avant rupture des plis de verre est liée aux caractéristiques mécaniques en petites déformations du film intercalaire. Le comportement du film intercalaire, que l'on peut considérer ici comme viscoélastique linéaire, peut être décrit numériquement à l'aide d'un modèle rhéologique de type Maxwell généralisé [8]. Les modules réel et imaginaire représentant respectivement les composantes élastiques (ou conservatives) et visqueuses (ou dissipatives) du comportement sont identifiables par viscoélasticimétrie.

Etape II :

Le contact projectile/verre combine les effets de poinçonnement et de flexion [41, 60, 61]. Le poinçonnement est responsable d'une fragmentation très fine sous le point d'impact (Fig. 32a). La fissuration au niveau du point d'impact est due à la compétition entre le processus d'endommagement bien connu par cône de Hertz en surface du pli de verre impacté (Fig. 33) [12] et la rupture en flexion de la face opposée à l'impact. Les fissures radiales apparaissent en premier et sont initiées par un ou plusieurs défauts activés sous le point d'impact sur les faces opposées à l'impact des plis de verre supérieur et inférieur (Fig. 32a et b). Il faut noter au centre des images de la figure 32, les défauts responsables de la rupture en flexion des plis de verre et la différence de taille entre les fragments issus du poinçonnement (Fig. 32a) et de la flexion. Les fissures radiales atteignent parfois le bord du vitrage mais leur progression peut être arrêtée par l'initiation de fissures orthoradiales. Celles-ci sont provoquées par flexion au niveau des conditions de fixation ou au niveau d'une zone de flexion plus réduite ; fonction de la rigidité du film intercalaire et de la forme du corps de choc.

Le comportement global du vitrage feuilleté sous impact perforant combine les mécanismes illustrés sur les figures 34b et 34c.

Etape III :

Les fissures orthoradiales se propagent et forment deux cercles concentriques. Les fissures radiales se propagent et s'accentuent. Le film intercalaire transmet les efforts entre le pli de verre impacté et le pli de verre opposé à l'impact. Ainsi, les fissures sont coïncidentes entre les deux plis de verre. De plus, l'adhésion entre le verre et le film intercalaire favorise une rupture des plis de verre dans l'épaisseur (Fig. 32a et 35). En effet, les liaisons d'adhésion fortes qui existent entre le verre et le film intercalaire maintiennent une couche de fragments sur le film intercalaire. Les fissures dans le plan des plis de verre sont vraisemblablement dues aux différentes réflexions d'ondes acoustiques.

Etape IV :

Les zones de fissuration sont maintenant bien définies. Les fissures orthoradiales sont présentes dans une zone définie par les conditions de fixation et de flexion localisée. La zone de fissuration centrale est majoritairement constituée de fissures radiales. La flexion du vitrage ne peut se poursuivre que si le nombre de fissures augmente au niveau des conditions de flexion. Grâce aux caractéristiques adhésives du film intercalaire, la projection des fragments de verre ainsi formés est limitée.

Le faciès de rupture dépend de la répartition des défauts superficiels, des conditions d'adhérence, des propriétés mécaniques du film intercalaire ainsi que des conditions de fixation et géométriques (forme du projectile, dimensions du vitrage) : tout paramètre influant sur les multiples réflexions d'ondes élastiques de volume (longitudinale et de cisaillement) et de surface (Rayleigh) [59].

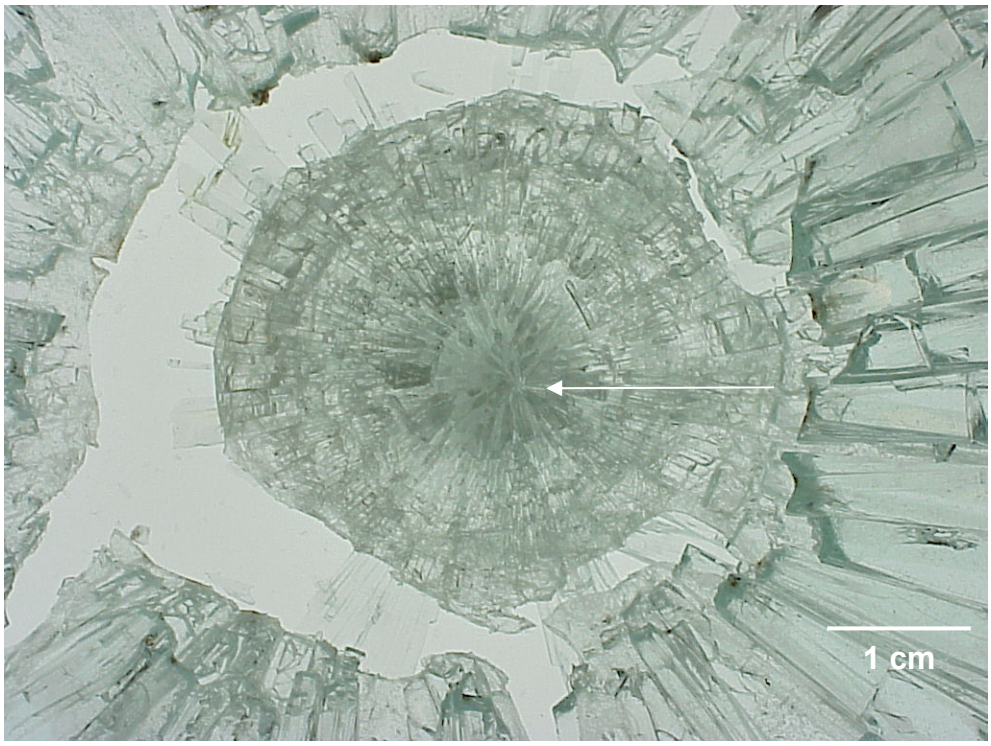
Des fragments peuvent être projetés dissipant ainsi de l'énergie par transfert de quantité de mouvement. Ces fragments peuvent être issus du poinçonnement, se décoller du film intercalaire par délaminage ou être dus à la fissuration dans l'épaisseur des plis de verre.

Etape V :

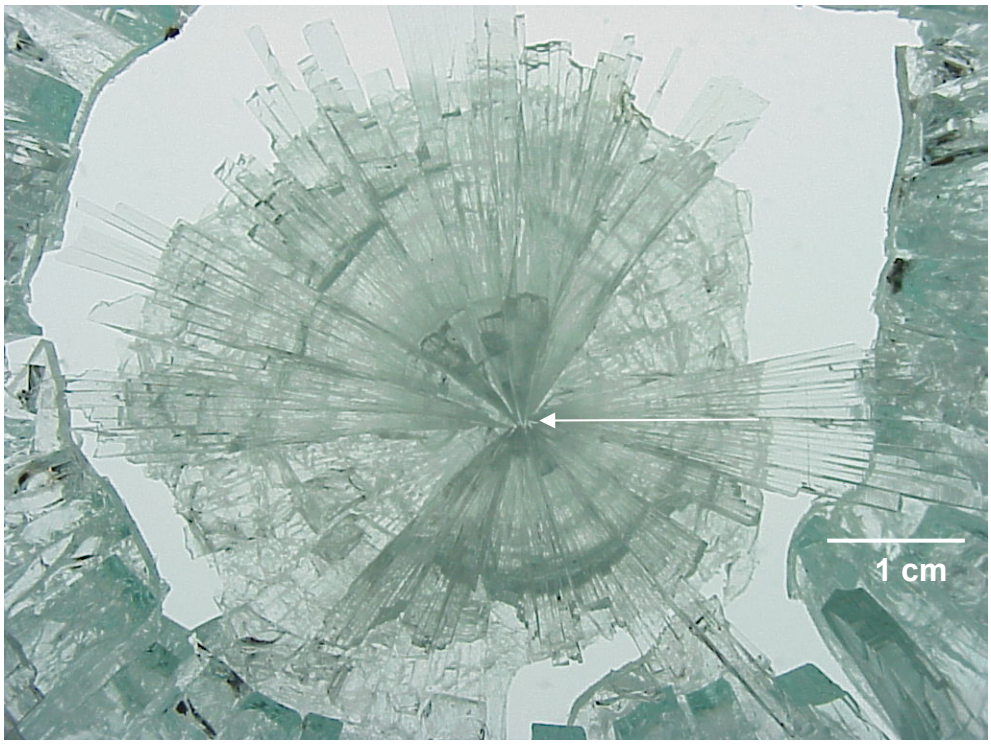
Durant l'impact, au niveau des fissures, le film intercalaire est principalement sollicité en traction. Au niveau des fissures orthoradiales, la flexion du film est limitée par le contact des fragments de verre et l'épaisseur du film intercalaire. Au niveau des fissures radiales, le film est sollicité en flexion. La sollicitation peut cependant être globalement assimilée à de la traction.

La rupture du film intercalaire survient une fois la contrainte de rupture atteinte ou du fait des grandes déformations que peut subir le polymère, après indentation par les fragments de verre.

Le profil de la déchirure du film intercalaire dépend des conditions de sollicitation et du profil de fissuration des plis de verre. Il est circulaire dans le cas de la figure 32. La déchirure s'est ensuite propagée le long des fissures radiales permettant le passage du corps de choc. En effet, l'énergie incidente est ici supérieure à l'énergie limite de perforation du vitrage (235 Joules contre 200 Joules).



- a -



- b -

Fig. 32. Impact d'une bille en acier de 4 kg chutant de 6 m sur un vitrage feuilleté 44.2, 300 mm par 300 mm fixé en appui simple circulaire (Ø 275 mm). a) Pli de verre impacté b) Pli de verre opposé à l'impact. Les défauts responsables de la fragmentation des plis de verre sont indiqués par une flèche.

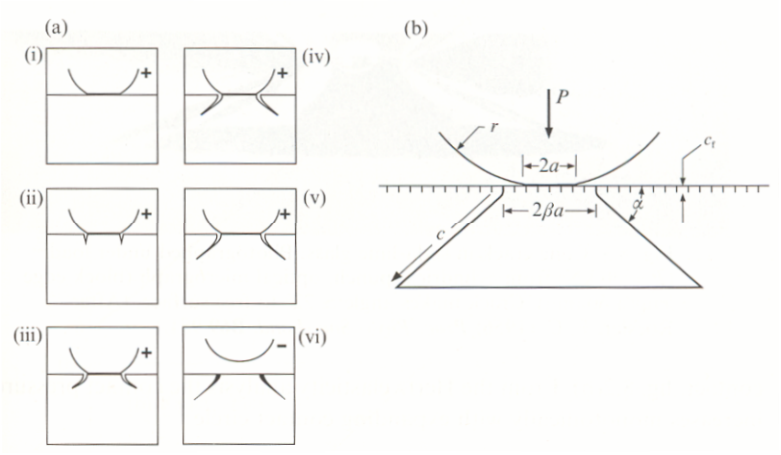


Fig. 33. Schématisation du processus d'endommagement par cône de Hertz. a) Evolution du cône pendant un cycle de charge (+) et de décharge (-). b) Paramètres géométriques (d'après [12]).

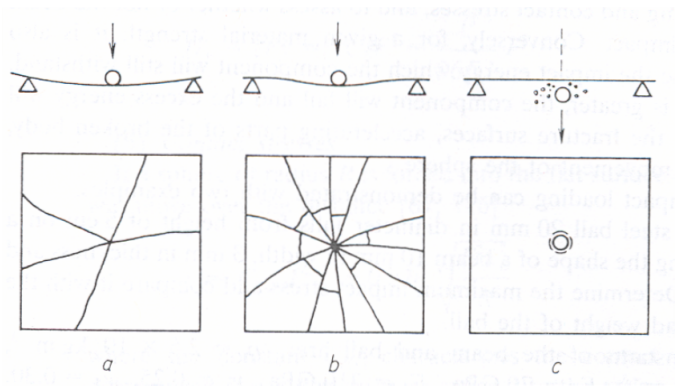


Fig. 34. Fissuration de plaques de verre pour différentes vitesses d'impact. a) basse vitesse, la rupture est causée par les contraintes de flexion. b) vitesse moyenne. Les fissures radiales et orthoradiales sont dues aux contraintes de flexion. c) vitesse élevée. La sphère provoque une fissuration conique et perfore la plaque de verre (d'après [61]).

Fig. 35. Impact d'une bille en acier de 4 kg chutant de 3 m sur un vitrage feuilleté 44.2, 1100 mm par 900 mm (Essai normatif EN 356 classe P2A). Le pli de verre supérieur (impacté) est fissuré dans le plan du vitrage pratiquement à la moitié de son épaisseur (indiqué par une flèche).

Pour des vitrages recuits (n'ayant pas subit de traitement thermique de renforcement), il n'existe pas à proprement parler de profil de fissuration type du fait du caractère probabiliste de la rupture du verre. Cependant, quatre zones de fragmentation sont souvent identifiées lors d'un impact à la bille suivant la norme EN 356 (Fig. 36). Au centre, sous le point d'impact, se situe une zone de fragmentation très fine due au poinçonnement (zone 1). Cette zone est suivie de fissures radiales très denses (zone 2) puis d'une troisième zone où se mêlent fissures radiales et orthoradiales (zone 3) terminée par une large zone à gros fragments (zone 4).

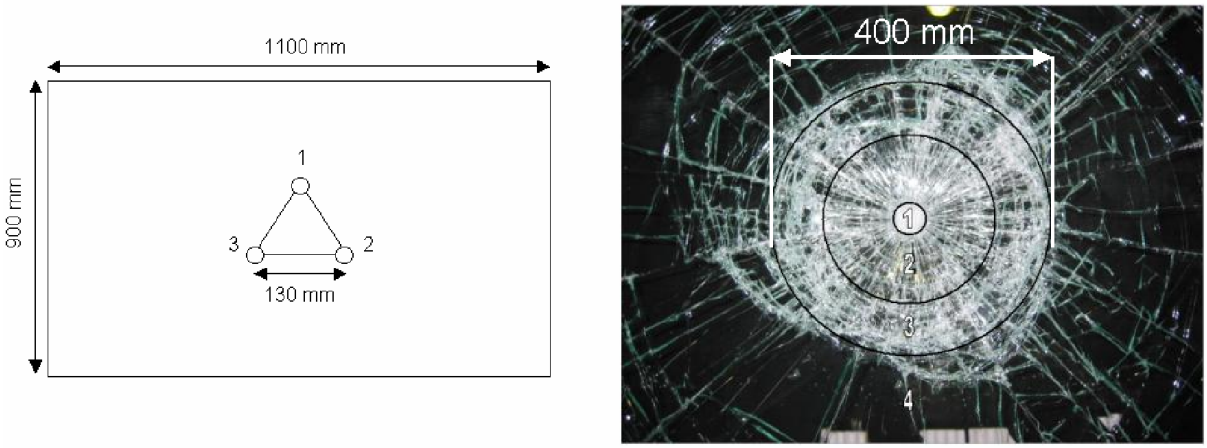


Fig. 36. Dimensions des vitrages feuilletés et position des impacts successifs lors de l'essai normatif EN 356 et exemple de profil de fissuration associé au premier impact de cette norme pour une hauteur de chute de 3 m et un vitrage 44.2 (classe P2A). Quatre zones de fissuration peuvent être définies : 1) zone de fissuration dense sous le point d'impact, 2) zone principalement constituée de fissures radiales, 3) zone où se mêlent fissures orthoradiales et radiales, 4) large zone à gros fragments .

La fragmentation contribue au frottement des fragments entre eux et au délaminage (par pelage sous un petit angle) à l'interface entre les lèvres des fissures, favorisant ainsi, lors de la flexion, la déformation du film intercalaire à cet endroit (Fig. 37). Les liaisons d'adhésion fortes qui existent entre le verre et le polymère et qui confinent ce dernier entre les fragments conditionnent l'importance de la sollicitation.

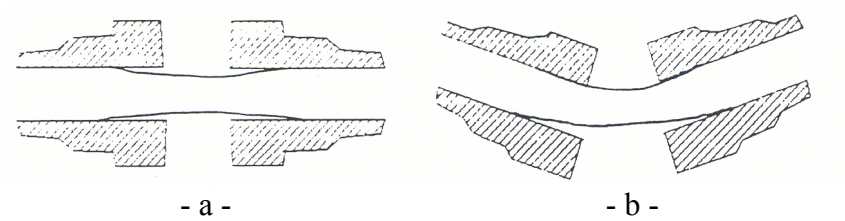


Fig. 37. Schématisation du processus de délaminage et de déformation du film intercalaire entre les fragments de verre au cours d'un impact. a) la fissuration provoque un délaminage à l'interface verre/film intercalaire, b) le délaminage permet de solliciter en grandes déformations le film intercalaire comme pour un pelage sous un petit angle.

C'est ce processus qui explique la rigidité du vitrage feuilleté cassé, rigidité qui est non négligeable lors d'un essai de flexion biaxiale circulaire quasi statique (Fig. 38) [32].

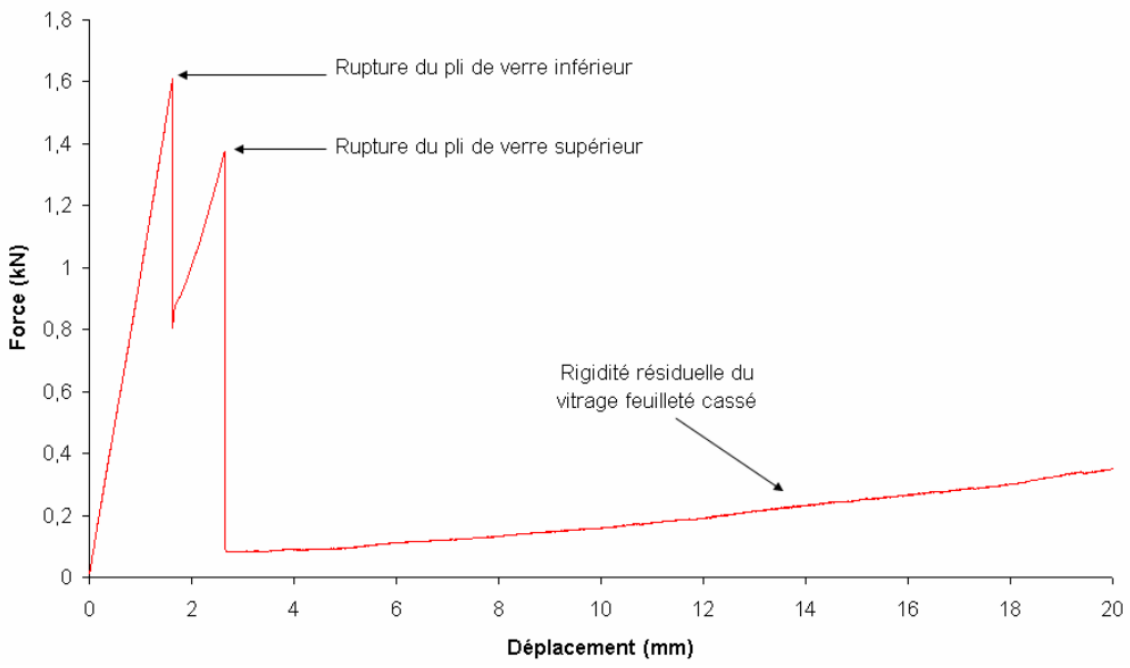


Fig. 38. Essai de flexion biaxiale circulaire d'un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm, en appui simple circulaire (vitesse : 1 mm/min, diamètre d'appui : 18 mm, diamètre de fixation : 275 mm)

La flexion du vitrage feuilleté cassé sera donc favorisée par la déformation du film intercalaire et sera limitée par les conditions d'adhérence.

Le vitrage feuilleté se déforme sous impact jusqu'à l'apparition de déchirures suffisantes permettant le passage du corps de choc ou jusqu'à dissipation complète de l'énergie cinétique incidente permettant son arrêt ou encore, si la rigidité résiduelle du vitrage le permet, à son rebond.

Le critère d'apparition de déchirures au sein du polymère ne semble pas être seulement sa résistance à la traction. En effet, nous avons vu que les films polymères utilisés pour la conception des vitrages feuilletés (principalement du polyvinyl butyral (PVB)) se déforment considérablement avant rupture : de 100 à 150 % d'élongation à –20°C à plus de 350 % d'élongation à 50°C. L'amorçage de la rupture est alors conditionné par le profil de fissuration et plus particulièrement par le profil des fragments des vitrages recuits qui peuvent être responsables lors de la flexion de l'indentation du film intercalaire (Fig. 37b et 39b).

Ces déchirures ou trous (Fig. 39b et c) amorcés au sein du film polymère peuvent être activés ou non en fonction de leur localisation et du champ de déplacement induit par la flexion. Ces déchirures se propagent préférentiellement entre les lèvres des fissures (Fig. 32a et b et Fig. 39a) et la résistance à la déchirure de l'intercalaire (caractérisé par l'intégrale de Rice critique) joue alors le rôle de limiteur [62].

En résumé, au cours d'un impact, le film intercalaire polymère est sollicité en traction avec une vitesse de déformation très élevée (vitesse de déplacement relatif des fragments de l'ordre de 50 à 150 $mm.s^{-1}$) et est soumis à une force de pelage sous un petit angle qui tend à le décoller. Ce délaminage, au voisinage des fissures des plis de verre, favorise, par flexion du vitrage feuilleté, l'amorçage de déchirures au niveau des arêtes vives des fragments de verre mais favorise aussi la dissipation d'énergie par déformation viscoélastique voire viscoplastique.

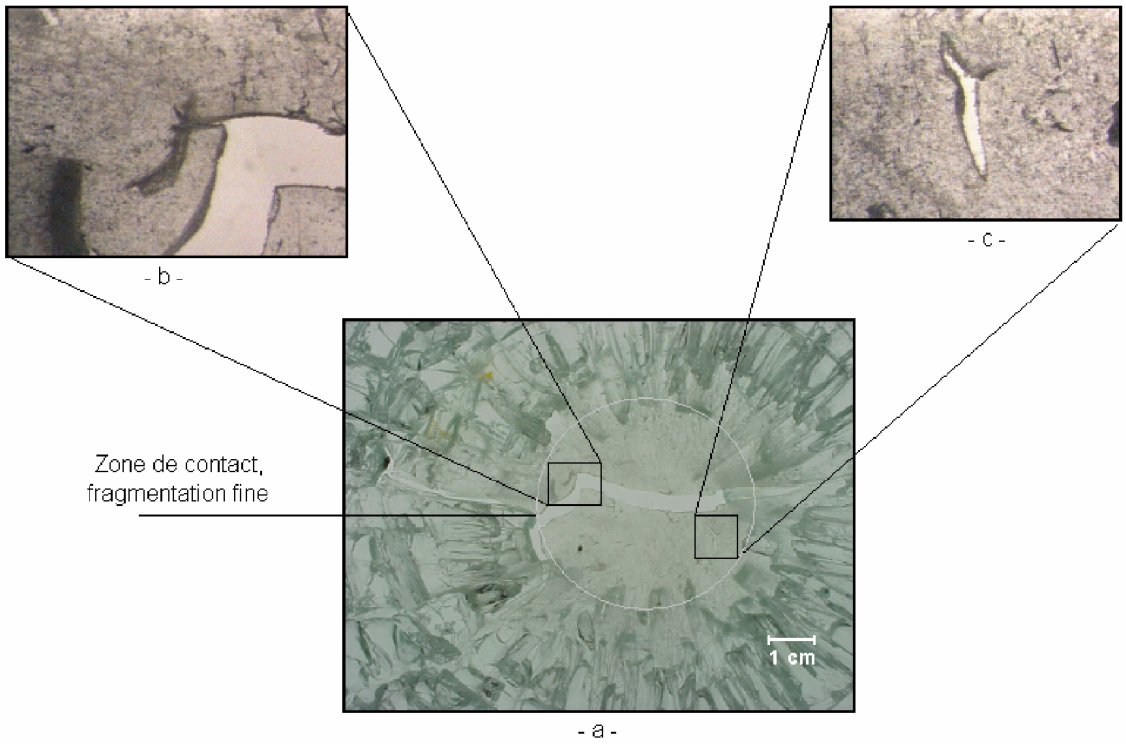


Fig. 39. Profil de fissuration et de déchirure d'un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm, en appui simple circulaire après l'impact perforant d'une bille de 4 kg (Ø 100 mm) chutant de 6 m : a) fissure principale du polymère au centre de l'impact, b) amorce de la fissure principale, c) déchirure non propagée.

4. Influence de la température

Lors de la présentation des matériaux, nous avons vu que le film intercalaire majoritairement utilisé dans la conception des vitrages feuilletés, le polyvinyl butyral (PVB) a pour caractéristique remarquable une température de transition vitreuse proche de la température ambiante. Cette propriété a pour conséquence une forte variation de son comportement mécanique sur la gamme d'utilisation standard de ce type de vitrages, à savoir : - 20°C à 60°C. Cette influence est donc prépondérante dans la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

Après conditionnement des vitrages feuilletés à -20°C, 20°C et 60°C, des essais d'impact ont été réalisés à l'aide d'une tour de chute (Fig. 40). La hauteur de chute garantit la perforation du vitrage à température ambiante, soit : 6 m. Pour les trois températures, les vitrages feuilletés sont traversés. Cependant les profils de fissuration du verre et de déchirure du film intercalaire sont très variables.

Walley *et al.* [59] (cf. Fig. 28 page 38) ont constaté qu'une diminution de la température diminue le nombre de fissures du pli de verre impacté lors d'un impact avec une bille de 6 mm de diamètre propulsé à 350 $m.s^{-1}$ sur un assemblage de 152 mm de diamètre composé de 3 mm de verre, de 1 mm de polyuréthane et de 3 mm de polycarbonate. Ils attribuent ce phénomène à l'augmentation de la rigidité du polyuréthane et du polycarbonate avec la diminution de la température.

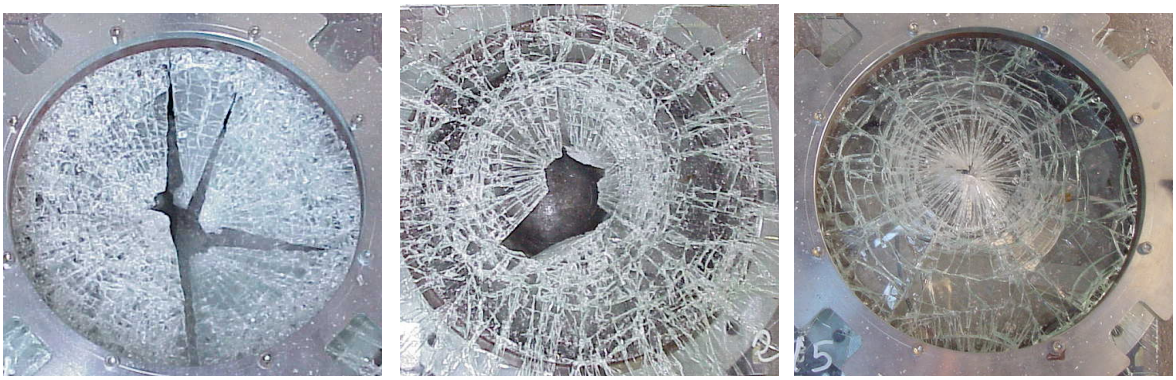
Dans notre cas, le nombre de fissures radiales et orthoradiales est plus important à basse température qu'à température élevée. Ces constatations sont à relier au comportement viscoélastique du polymère et à l'évolution de ses propriétés élastiques et visqueuses

mesurées généralement par analyse thermomécanique dynamique (cf. Fig. 10 page 23). La rigidité du PVB augmente fortement avec la diminution de la température.

La différence de comportement entre nos essais expérimentaux et ceux de Walley est liée à la nature de la sollicitation. Dans les travaux de Walley, l'énergie d'impact, du fait des dimensions du projectile et de la vitesse d'impact est localisée au niveau du point d'impact. La fragmentation du pli de verre est essentiellement due à la propagation et à la réflexion des ondes de choc. A l'opposée, l'énergie d'impact lors de nos essais à la tour de chute est répartie sur tout le vitrage, la fragmentation des plis de verre est non seulement due à la propagation et à la réflexion des ondes de choc mais surtout à la flexion du vitrage et donc aux contraintes de flexion radiales et orthoradiales.

Lors de nos essais, la répartition des fissures orthoradiales liées à la flexion du vitrage est donc concentrée ou répartie suivant que la réponse du vitrage feuilleté est locale ou globale. A basse température, l'augmentation de la rigidité du film intercalaire entraîne une réponse globale du vitrage feuilleté. A l'opposé, une augmentation de la température diminue la rigidité du film intercalaire et la réponse du vitrage feuilleté est locale. En conséquence, les fissures sont nombreuses et réparties uniformément sur tout le vitrage à -20°C. A 60°C, elles sont concentrées sur une surface correspondante au diamètre de la bille. Le nombre de fissures radiales, quant à elles, augmente avec la diminution de la température qui augmente la rigidité du vitrage et limite sa flexion.

Les déchirures du film intercalaire consécutives à ces profils de fissuration sont donc fonction de la zone sollicitée. Toujours initiées au centre du vitrage, là où les déplacements sont les plus importants, les déchirures sont longues et atteignent les conditions de fixation à -20°C. Pour une même énergie incidente, leur longueur diminue avec l'augmentation de la température.



- a - - b - - c -

Fig. 40. Influence de la température sur le profil de fissuration et de déchirure d'un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm, en appui simple circulaire après l'impact perforant d'une bille de 4 kg (Ø 100 mm) chutant de 6 m : a) – 20°C b) 20°C c) 60°C

5. Synthèse

Nous venons d'illustrer les principaux phénomènes et mécanismes provoquant la ruine du vitrage et la dissipation d'énergie cinétique du corps de choc en considérant celui-ci comme indéformable.

Trois points importants sont donc à souligner :

Le premier est l'importance de la fragmentation et donc de la nature du verre, sur la forme même des fragments.

Le deuxième est la nature de l'intercalaire, ses propriétés mécaniques et donc l'influence de la température, sa résistance en traction, sa résistance à l'indentation et sa résistance à la déchirure.

Enfin le troisième est l'adhérence. Une trop forte adhérence diminuerait la décohésion locale à l'interface verre/film intercalaire. Cela conduirait à une déformation plus importante du film intercalaire qui favoriserait sa rupture en traction ou son indentation par les fragments de verre et ainsi la propagation d'éventuelles déchirures. A contrario, une trop faible adhérence limite la fonction même du vitrage qui est de retenir les fragments et d'assurer la stabilité de sa mise en œuvre.

Chapitre 5

Bilan énergétique et quantification des mécanismes responsables de la dissipation d'énergie

Lors d'un impact par projectile sphérique en acier sur vitrage feuilleté, une partie de l'énergie cinétique incidente se transmet à la structure (vitrage feuilleté et système de fixation) puis est convertie en deux catégories d'énergie. Ce phénomène est représenté schématiquement sur la figure 41. Le projectile est considéré indéformable et ne s'endommage pas durant l'impact.

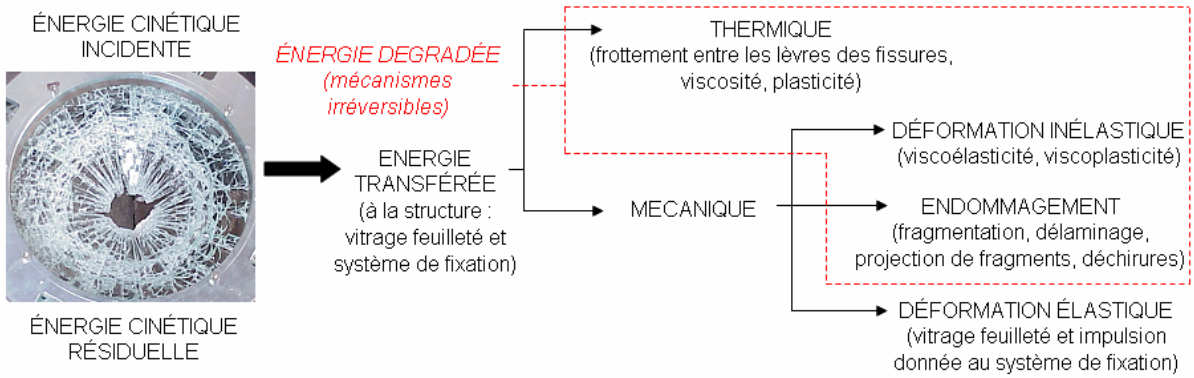


Fig. 41. Bilan énergétique d'un impact de corps dur sur un vitrage feuilleté

Les énergies responsables de la dissipation de l'énergie incidente sont les énergies thermiques et mécaniques. Celles-ci sont couplées en ce qui concerne les mécanismes de déformation (viscoélasticité, viscoplasticité).

Dans un premier temps, les effets thermiques (non compris les effets de viscosité et de plasticité) et l'influence du bâti sont négligés et ne seront pas pris en compte dans notre analyse.

Ainsi, nous ne considérons dans notre bilan énergétique que la contribution des énergies mécaniques à l'absorption de l'énergie cinétique incidente, soit :

- la fissuration du verre
- la déformation viscoélastique voire viscoplastique de l'intercalaire et sa rupture
- le délaminage à l'interface verre/intercalaire
- la projection des fragments (transfert de quantité de mouvement)

Le premier principe de la thermodynamique s'écrit :

$$\frac{d}{dt}(E+K) = P_e + Q \tag{8}$$

avec :

- E : l'énergie interne du système
- K : l'énergie cinétique du système
- P_e : la puissance des efforts extérieurs
- Q : le taux de chaleur reçue par le système

Avant l'impact, le vitrage est immobile et la vitesse initiale de la bille est V_i. Le système projectile/vitrage est isolé : $P_e = 0$ et adiabatique : Q = 0.
Nous considérons que toute l'énergie élastique de déformation des plis de verre est convertie en énergie de création de surface.

$$\frac{d}{dt}(E_{déf} + E_d + E_f + E_{dél} + K_{frag} + K_{proj} + K_{vitr}) = 0 \tag{9}$$

où :

- $E_{déf}$ est l'énergie de déformation du film intercalaire
- E_d est l'énergie dégradée par déchirure du film intercalaire
- E_f est l'énergie dégradée par fissuration du verre
- $E_{dél}$ est l'énergie dégradée par délaminage
- K_{frag} est l'énergie dégradée par projection de fragments
- K_{proj} est l'énergie cinétique du projectile
- K_{vitr} est l'énergie cinétique du vitrage

Après impact, en considérant que le vitrage est à nouveau au repos et que le projectile après perforation du vitrage poursuit sa course à la vitesse résiduelle V_f, le bilan énergétique global de l'impact se met sous la forme :

$$\frac{1}{2}m_p(V_i^2 - V_f^2) = E_f + E_{dél} + E_d + E_{déf} + K_{frag} \tag{10}$$

où V_i et V_f sont respectivement les vitesses initiale et finale du projectile et m_p la masse du projectile.

Dans la suite de ce mémoire, lorsque nous parlerons d'énergie dégradée par le vitrage, nous ferons allusion aux mécanismes irréversibles et réversibles (déformation élastique comprise).

1. Energie dégradée par fissuration et projection de fragments

Le premier mécanisme responsable de la dissipation de l'énergie cinétique du projectile que nous décrivons est la fragmentation. Avant rupture, les plis de verre emmagasinent une part de l'énergie cinétique du projectile par déformation en flexion.

Cependant, lors d'un choc, le verre se déforme très peu avant rupture du fait de son importante rigidité (~ 72 GPa) et de sa contrainte à rupture en flexion qui est de l'ordre de 40 MPa (verre recuit).

La définition de l'énergie dissipée par fragmentation est basée sur le critère de propagation de la fissuration de Griffith [1, 12].

L'énergie dissipée par fissuration est alors :

$$E_f = G_c S_f \tag{11}$$

où S_f est la surface totale créée par fissuration et où le taux critique de restitution d'énergie G_c vaut environ 8 J.m^{-2} dans le vide pour le verre sodocalcique (verre « float ») [1].

La détermination de l'énergie de fissuration dissipée lors de la rupture du verre passe donc par la mesure de la surface totale des fissures créées pendant l'impact.

Le référentiel normatif, caractérisant la résistance à la perforation des vitrages feuilletés, dans le domaine du bâtiment et pour le segment de protection contre le vandalisme et l'effraction est défini par la norme EN 356 classes P1A à P5A (cf. Chap. 4 § 1. page 45).

Dans une optique de meilleure compréhension des phénomènes intervenant dans un tel type de choc, nous utilisons un projectile sphérique identique à celui défini par cette norme. Un vitrage feuilleté 44.2 de 300 mm par 300 mm est fixé en appui simple circulaire (cf. Chap. 4 § 2. page 46). On lâche une bille en acier de 4.1 kg d'une hauteur de 6 m, l'énergie d'impact est ainsi de 241 J et garantit la perforation du vitrage (Fig. 42). En effet, sur cinq essais de choc, l'énergie limite de perforation, E_{lp}, définie comme la moyenne entre l'énergie minimale à laquelle le vitrage est traversé et l'énergie maximale à laquelle le vitrage ne l'est pas, a été évaluée à environ 211 J (Tab 1).

Fig. 42. Profil de fissuration du vitrage après la chute d'une bille de 4 kg en acier sur un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm, fixé en appui simple circulaire (275 mm de diamètre).

Hauteur de chute (m)	Energie (J)	Résultats
6	241	Traversé
5,5	221	Traversé
5,3	213	Traversé
5,2	209	Non traversé
5	201	Non traversé

Tab 1. Résultats à la chute d'une bille de 4 kg en acier sur un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm, fixé en appui simple circulaire (275 mm de diamètre).

La quasi totalité des fragments de verre a été récupérée, à peine 0,25 % de la masse totale du vitrage a été perdu lors de l'essai de choc.

La surface totale de fissuration intervenant dans la formule analytique de l'énergie dissipée par fissuration (11) prend en compte tous les types de fissures : radiales, orthoradiales et dans l'épaisseur ; elles sont toutes dues à un mode de rupture en ouverture car le verre cède principalement à l'extension [1].

Après le choc, la majorité des fragments adhèrent au polymère. Une mesure directe, par analyse d'image, des longueurs de fissure s'avère difficile (manque de contraste, superposition des fissures de la face extérieure et intérieure) et ne permet pas de prendre en compte les fissures créées dans le plan du verre. Les fragments de verre ainsi recueillis ont été séparés du film intercalaire polymère (dissolution du polymère) puis triés à l'aide d'une colonne de tamisage. Nous avons obtenu la répartition suivante (Tab 2) :

Numéro de tamis	Taille (mm)	Masse (g)	Pourcentage (%)	Pourcentage cumulé (%)
37	4	1563,6	89,91	89,91
34	2	104,7	6,02	95,93
31	1	26,2	1,51	97,44
28	0,5	13,5	0,78	98,21
27	0,4	2,9	0,17	98,38
26	0,315	1,4	0,08	98,46
22	0,125	2,8	0,16	98,62
20	0,08	0,3	0,02	98,64
18	0,05	0,2	0,01	98,65
Passant	< 0,05	0,3	0,02	98,67

Tab 2. Répartition des fragments selon leur taille et masse totale correspondante.

Les pertes de verre après l'essai de choc, la séparation du PVB des fragments de verre et le tamisage se limitent à 1,33 % de la masse du vitrage initial.

Les fragments ont été classés en cinq catégories (Tab 3) et hormise celle constituée par les fragments les plus petits (catégorie E) chaque catégorie a fait l'objet d'une analyse d'image afin d'évaluer la surface des fragments (Fig. 43). La catégorie A est constituée des fragments dont l'épaisseur est celle du pli de verre soit environ 4 mm. La catégorie E est constituée des fragments triés à l'aide de six tamis dont les tailles sont : 0,5 ; 0,4 ; 0,315 ; 0,125 ; 0,08 et 0,05 mm (tamis n°18 à 28). Les surfaces des fragments de cette catégorie ont été évaluées en supposant ceux-ci de formes constantes.

Catégories	**Taille tamis (mm)**	**Epaisseur moyenne (mm)**	**Masse totale (g)**
A	4	4	1074
B	4	3,31	489,6
C	2	1,55	104,7
D	1	0,76	26,2
E	≤ 0,5	-	21,4

Tab 3. Répartition des fragments après tri à l'aide d'une colonne de tamisage.

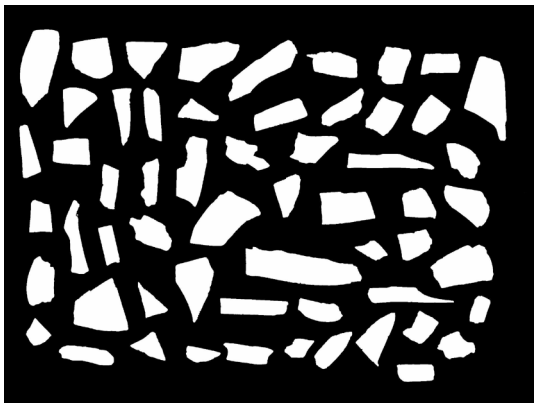


Fig. 43. Profils de fragments après le traitement d'images.

La surface totale des fragments des catégories A à D est déduite de la mesure de la surface visible, du périmètre (Fig. 43) et de l'épaisseur. A cette surface, est retranchée la surface initiale du vitrage, c'est à dire la surface des faces des verres constituant le vitrage feuilleté, et est divisée par deux pour obtenir la surface de fissuration créée lors de l'impact. Une estimation de l'énergie dissipée par fissuration est ainsi obtenue.

Hormis les fragments de la catégorie A, dont l'épaisseur est celle du pli de verre, les autres catégories sont d'épaisseurs très diverses. Pour déterminer cette dimension, une étude statistique sur des échantillons représentatifs, composés de 100 fragments, est réalisée. Les fragments sont disposés à plat et leur dimension verticale est mesurée à l'aide d'un pied à coulisse numérique sensible au centième de millimètre.

L'ordre de grandeur de l'énergie totale de fissuration est donné en calculant les surfaces des fragments à partir des hypothèses suivantes :

- l'épaisseur considérée des fragments des catégories A, B, C et D est l'épaisseur moyenne

- les fragments de la catégorie E sont considérés parallélépipédiques dont la dimension *c* du côté est la moyenne entre les tailles des tamis supérieur et inférieur et dont l'épaisseur est égale à *c/2*.

Le tri des fragments et la mesure de leur surface ont montré que malgré le grand nombre de fragments de très petite taille (catégorie E), la plus grande part de surface fissurée (Fig. 44) est représentée par les fragments les plus gros (ceux dont l'épaisseur est celle du pli de verre).

L'influence de variations sur la mesure de l'épaisseur des fragments des catégories B à D a été étudiée. Une variation de ± 20 % sur l'épaisseur des fragments de la catégorie B correspond à des erreurs de 2 à 3 % sur l'énergie de fissuration. Or de par sa grande représentation et son épaisseur importante cette catégorie est celle dont les mesures semblent être les plus fiables. Une variation d'épaisseur importante semble donc exclue.

Pour pouvoir estimer l'erreur sur les fragments de la catégorie E, nous avons considéré la surface moyenne de ces fragments. C'est à dire la surface obtenue à partir de la moyenne des surfaces maximale et minimale calculées en considérant les tailles des tamis supérieur et inférieur. L'erreur correspondante est la différence entre cette moyenne et les valeurs extrêmes.

Les erreurs sur la surface totale de fissuration viennent essentiellement de l'évaluation des fragments de la catégorie E (Tab 4). L'erreur pour les fragments de taille supérieure est due à la résolution des photographies numériques (25 pixels par millimètre).

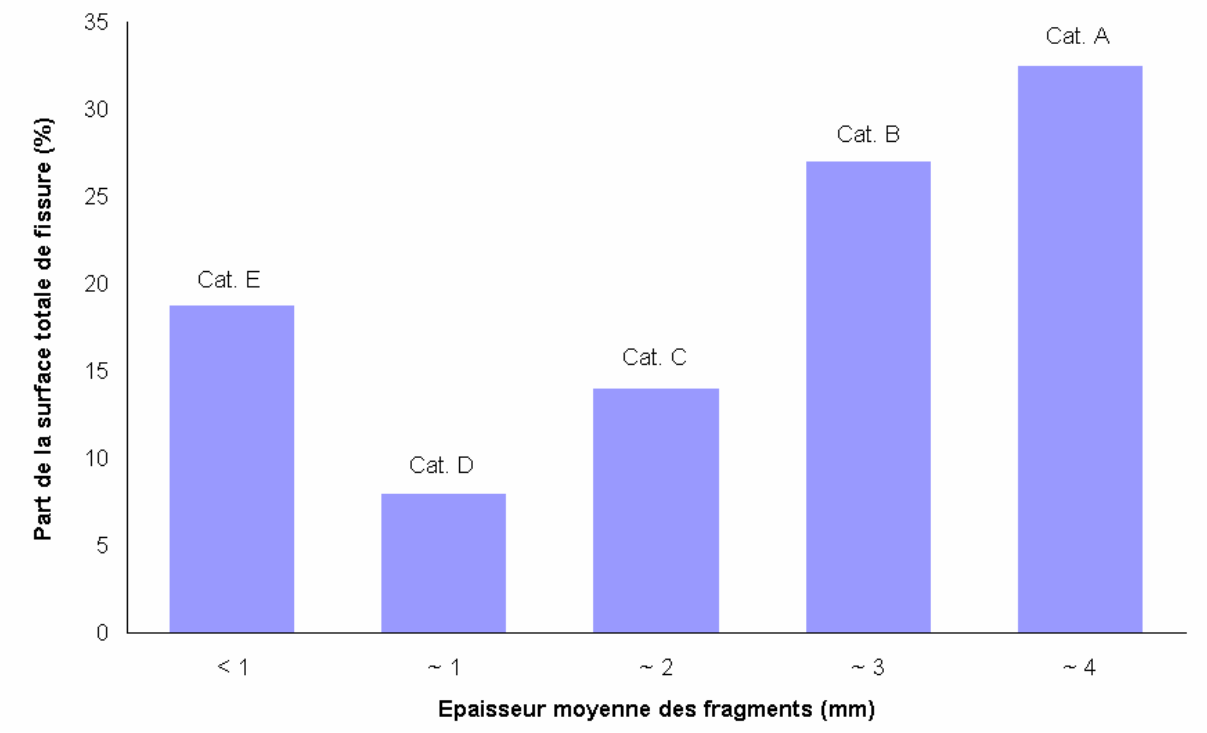


Fig. 44. Répartition de la surface totale de fissures créées lors de l'impact d'une bille de 4 kg en acier sur un vitrage 44.2, 300 mm par 300 mm fixé en appui simple circulaire (275 mm de diamètre), en fonction de l'épaisseur moyenne des fragments des catégories A, B, C, D et E.

Catégorie des fragments	Part de la surface totale de fissure (%)	Erreur de mesure (%)
A	32	3
B	27	4
C	14	5
D	8	10
E	19	18

Tab 4. Pourcentage de surface et erreur de mesure selon les catégories de fragments.

L'erreur globale est la somme des erreurs faites sur chaque catégorie de fragments pondérée par la part de surface qu'ils représentent. Finalement l'erreur est de 7 %.

Finalement, l'ordre de grandeur de l'énergie dissipée par fissuration a été estimé à environ 3 J.

La part d'énergie dissipée par fissuration dans un vitrage feuilleté 44.2 de 300 mm par 300 mm impacté par une bille en acier de 4,1 kg chutant de 6 m représente donc environ 1,3 % de l'énergie cinétique initiale d'impact.

Dans le bilan énergétique de l'essai de choc une partie de l'énergie initiale est dégradée lors de l'impact et une autre partie permet à la bille de poursuivre sa course après perforation du vitrage. Pour connaître précisément la part représentée par la fissuration dans les mécanismes dissipatifs d'énergie propres au vitrage et aux fixations, nous devons donc estimer l'énergie conservée par la bille.

Pour mesurer l'énergie cinétique résiduelle, des essais de choc à la bille ont été filmés avec une caméra vidéo rapide (2000 images par seconde). L'analyse du film permet de relier le déplacement de la bille au temps de chute et ainsi d'évaluer sa vitesse. La faible durée de l'enregistrement permet de considérer que cette vitesse est constante.

Trois essais de choc à la bille ont été analysés par vidéo rapide, à chaque fois la linéarité du déplacement par rapport au temps confirme l'hypothèse de vitesse constante. La qualité des images associées à la méthode de lecture donne une précision sur la vitesse de l'ordre de 10 %.

La bille a une masse de 4,1 kg, connaissant sa vitesse, on en déduit donc son énergie cinétique (Tab 5) :

	Vitesse de chute après perforation ($m.s^{-1}$)	Energie cinétique résiduelle (J)	Part de l'énergie initiale
Essai 1	5,18	55,01	22,82 %
Essai 2	4,22	36,51	15,14 %
Essai 3	4,16	35,48	14,72 %
Moyenne	4,52	41,88	17,37 %

Tab 5. Energie cinétique résiduelle de la bille après perforation du vitrage 44.2.

Ainsi la part d'énergie cinétique résiduelle représente environ 40 J soit 17 % de l'énergie cinétique initiale.

La part d'énergie dissipée par fissuration dans un verre feuilleté 44.2 de 300 par 300 mm^2 impacté par une bille en acier de 4,1 kg chutant de 6 m représente donc 1,5 % de l'énergie dissipée lors de l'impact.

La contribution de la fissuration dans le bilan énergétique d'un choc dur est donc minime. Il convient alors de s'intéresser aux autres sources de dissipation d'énergie, en particulier le rôle du film intercalaire semble être prépondérant.

La projection de fragments pendant le choc est une autre source d'intérêt dans le bilan énergétique mais en pratique cette donnée paraît difficile à mesurer car elle nécessite de connaître la masse et la vitesse de chaque fragment de verre éjecté. Cette énergie peut être approchée en mesurant la masse totale de fragments éjectés et en considérant une vitesse moyenne commune à chaque fragment, identifiée par analyse d'image à l'aide d'une caméra vidéo rapide :

$$K_{frag} = \frac{1}{2}\overline{V}_f^2 \sum_i m_i \qquad (12)$$

où $\overline{V}_f$ est la vitesse moyenne des fragments de verre éjectés et $\sum_i m_i$ la somme des masses de chaque fragment.

Dans la configuration d'impact définie précédemment, la masse de fragments récupérés après le choc à la bille a été d'environ 70 g. La vitesse particulière d'un fragment mesurée à l'aide de la vidéo rapide était de 8 à 9 $m.s^{-1}$, soit une énergie inférieure à 3 J. Cette énergie, comparativement à l'énergie cinétique initiale du projectile de 241 Joules, est négligeable.

L'énergie dissipée par ce mécanisme est donc du même ordre de grandeur que l'énergie dissipée par fissuration.

2. Energie dégradée par délaminage

Le modèle employé par Denis Klock [20] pour décrire l'adhésion verre/polymère est basé sur les travaux décrivant la solubilité des polymères dans les solutions salines. En effet, nous avons vu lors de la présentation des matériaux (cf. Chap. 2 § 2.1. page 22) que l'interface verre/polymère est composée d'eau, de verre, de sel et de polymère. Nous allons maintenant nous intéresser aux mécanismes qui régissent le délaminage et les moyens de quantifier ce phénomène.

2.1. Adhérence et adhésion

J.P. Langeron [63] fait la distinction entre l'adhérence qui se traduit par l'énergie totale qu'il faut fournir pour séparer deux morceaux de matière que l'on a réunis par une surface de séparation appelée interface (ou plus généralement interphase) et l'adhésion qui se rapporte à la seule énergie de liaison à l'interface.

De nombreux modèles théoriques issus des différentes disciplines (physico-chimie des surfaces et interfaces, chimie et physique des polymères, résistance des matériaux, rhéologie, mécanique et micromécanique de la rupture, …) intervenant dans l'étude de l'adhésion existent [64]. Généralement, l'adhérence est mesurée au moyen de tests mécaniques destructifs dans lesquels un type de sollicitation est appliquée aux échantillons jusqu'à ce qu'une fracture apparaisse [65] : d'où l'analogie avec la mécanique de la rupture [66].

La différence d'ordre de grandeur entre l'énergie réversible d'adhésion (de l'ordre de 0,1 $J.m^{-2}$) et l'énergie de rupture d'un assemblage mesurée à l'aide d'un test destructif (de l'ordre de plusieurs centaines de $J.m^{-2}$), a conduit Schultz et Gent [67] à développer une approche basée sur l'aspect rhéologique de l'adhésion et le modèle du facteur multiplicatif. Ce modèle est issu de l'observation du test de pelage (film polymère lié à un substrat rigide que l'on étire suivant un certain angle : en général 90° ou 180°). Il lie proportionnellement l'énergie de rupture à l'énergie réversible ou intrinsèque d'adhésion (nécessaire à la rupture des liaisons assurant l'adhésion ou la cohésion) par un facteur qui prend en compte les caractéristiques rhéologiques et massiques des adhérés [64]. L'énergie de rupture W adhésive ou cohésive d'un assemblage peut être exprimée par une relation de la forme :

$$W = W_0 g(Mc) f(V,T) \tag{13}$$

dans laquelle le produit $W_0 g(Mc)$ représente la valeur limite de l'énergie de rupture mesurée en l'absence de pertes viscoélastiques. Ce terme comprend, d'une part, l'énergie W_0 nécessaire à la rupture des liaisons dans le plan de fracture et, d'autre part, un facteur de dissipation moléculaire variant avec la longueur, donc avec la masse Mc des chaînes macromoléculaires. Le facteur $g(Mc)$ traduit l'influence du degré de réticulation sur les propriétés d'adhésion et de cohésion des élastomères. $f(V,T)$ est un facteur mécanique décrivant la dissipation d'énergie au cours de la déformation « irréversible » de l'adhésif. Il dépend de la vitesse de séparation, V, de la température et de la géométrie du test de séparation utilisé.

Shull, Ahn *et al.* [68] ont défini une expression générale de l'énergie de rupture de l'interface (par unité de surface) pour les élastomères en considérant le taux de restitution d'énergie G :

$$G = G_0 (1 + \Psi(v))(1 + \phi(a_T v)) \tag{14}$$

G_0 représente la limite de l'énergie de rupture à vitesse de fracture infiniment lente (vitesse de propagation de la fissure). Si les forces d'adhésion sont uniquement dues aux forces dispersives (de Van der Waals), $G_0 = W_{adh}$, l'énergie thermodynamique d'adhésion de Dupré obtenue à partir des énergies de surface. Le terme $\Psi(v)$ représente la contribution interfaciale à la dissipation qui a lieu dans un volume proche de la tête de la fissure et qui est de dimensions moléculaires. Ce terme n'est pas forcément nul à $v = 0$ et peut avoir une dépendance en vitesse. Le second terme $1 + \phi(a_T v)$ est dû à la dissipation viscoélastique dans le volume de l'élastomère qui obéit à la loi de superposition temps – température où a_T est le coefficient de Williams, Landel et Ferry (WLF). Cette expression affine la description du comportement du joint adhésif en fonction de la température et de la vitesse. Cependant, elle est limitée par le fait qu'elle découple la dissipation volumique de la dissipation interfaciale et doit être validée en grandes déformations.

La quantification de l'énergie dissipée par délaminage passe donc par l'identification de l'énergie réversible d'adhésion et doit être déduite de la mesure de l'adhérence. L'influence de la température sur la réponse mécanique du polymère impliquera des descriptions différentes de la rupture à l'interface.

2.2. Méthodes de détermination de l'énergie d'adhésion

La quantification de l'énergie dissipée par délaminage nécessiterait donc la connaissance de deux paramètres. Le premier est la surface totale délaminée après rupture des plis de verre. Le second est l'énergie nécessaire à la rupture des liaisons chimiques à l'interphase entre le verre et le polymère W_0.

Le délaminage est présent au niveau du point d'impact, où les fragments de très petites tailles se séparent plus facilement du polymère, et au niveau des jonctions entre les fissures. A cet endroit, le délaminage n'est pas visible à l'œil nu et il est difficilement quantifiable. Une approximation de la largeur de polymère délaminée par longueur de fissure peut aider à sa détermination mais cette démarche est fortement dépendante d'hypothèses réalisées sur la longueur délaminée lors de la fissuration et sur le profil de fissuration [69].

En ce qui concerne l'énergie W_0, les essais mécaniques destructifs tel que le test de pelage [70] ne permettent pas d'obtenir directement l'énergie caractéristique de la liaison polymère/verre parce qu'ils sont influencés par le comportement viscoélastique du polymère. En effet, l'énergie mesurée par un essai destructif est 10^2 à 10^4 fois plus élevée que celle nécessaire à la rupture des liaisons chimiques [71].

Plusieurs approches peuvent être envisagées pour déduire la valeur de W_0 (ou G_0) de la mesure de l'énergie d'adhérence déterminée à l'aide d'un essai destructif.

La première nécessite de modéliser comment les contraintes sont transmises dans tout le volume de l'échantillon ; à savoir, le comportement en grandes déformations du polymère, les mécanismes dissipatifs proches de la tête de la fissure et de rupture à l'échelle des macromolécules.

La définition de modèles, tels que le mécanisme de succion à l'échelle des macromolécules ou le concept de « trompette viscoélastique » [72, 73] (Fig. 45), permet de décrire la propagation de la rupture à l'interface verre/polymère. Cependant, la difficulté de décrire les causes de dissipation additionnelle lors de l'avancée de la fracture et notamment en fonction de la vitesse [71, 74] rend l'analyse délicate.

Nous pouvons citer les travaux de Rémy [75] sur la caractérisation par un test de pelage de l'adhésion polyuréthane/verre et de Guiu [76] pour l'adhésion entre un polyéthylène et un copolymère éthylène/alcool vinylique qui déterminent une mesure d'adhésion en limitant la déformation du polymère et/ou en caractérisant sa déformation par une loi de comportement. Ils soustraient du travail total fourni pour faire avancer le délaminage à l'interface lors d'un essai de pelage, le travail fourni pour déformer le polymère. Ils en déduisent ainsi une mesure d'adhésion pour laquelle est quantifiée, via un coefficient de glissement (superposition temps-température), l'influence de la vitesse et de la température. Les courbes maîtresses de pelage sont ainsi renseignées.

La deuxième approche consisterait à choisir le système expérimental de telle sorte que les contributions de volume ne soient pas prépondérantes. Cette démarche, même si elle tend vers une mesure de l'énergie intrinsèque d'adhésion, ne l'atteint pas et est fortement dépendante de l'échelle spatiale choisie.

L'utilisation d'un renfort métallique par Rémy [75] pour limiter les déformations dans le volume du polyuréthane rentre aussi dans le cadre de cette approche.

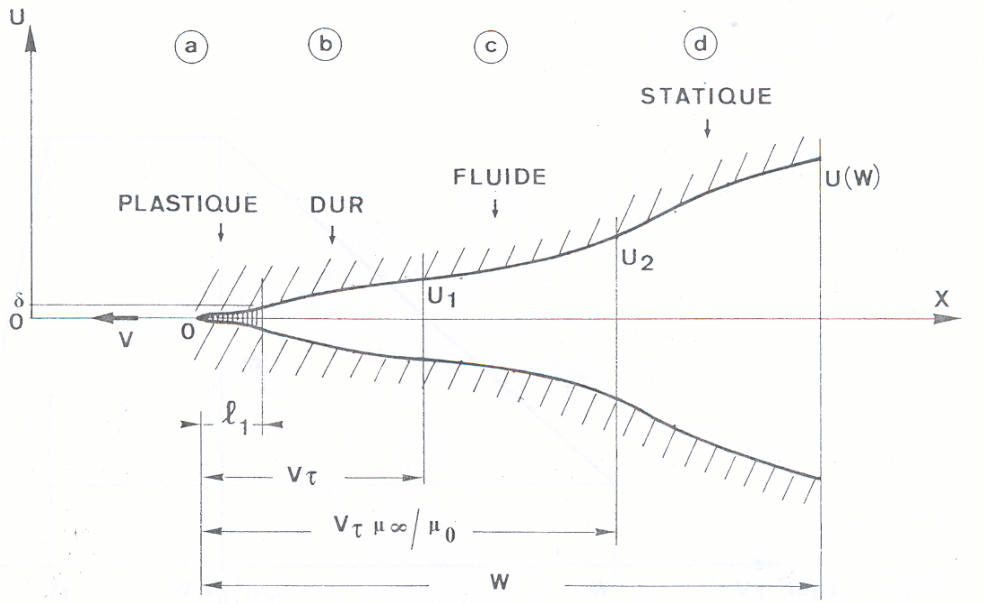


Fig. 45. Trompette viscoélastique de P.G. de Gennes décrivant la fracture d'un polymère viscoélastique à un temps de relaxation dans le régime $V > \tau l_1$. Les deux régions dissipatives sont a) dissipation locale et c) dissipation volumique. l_1 longueur de la déformation plastique, V vitesse de propagation de la fissure, τ temps de relaxation du polymère, μ_0 et μ_∞ modules élastiques à basse et haute fréquence, W largeur du spécimen. Les différentes régions autour de la tête de fissure correspondent à un anneau circulaire centré sur O (d'après [73]).

La troisième approche s'attache à déterminer des ordres de grandeur de l'énergie intrinsèque d'adhésion par modélisation numérique des phénomènes de rupture à l'interface verre/polymère [77-80].

Ces travaux sont basés sur l'étude du Compressive Shear Test (CST) (Fig. 46), mais aussi sur d'autres essais tels que le TCT (Through Cracked Test), le DCB (Double Cantilever Beam) ou encore le « flexure adhesion test ». Le TCT et le « flexure adhesion test » sollicitent en quasi statique des éprouvettes de verre feuilleté préfissurées, en traction pour le premier et en flexion pour le second.

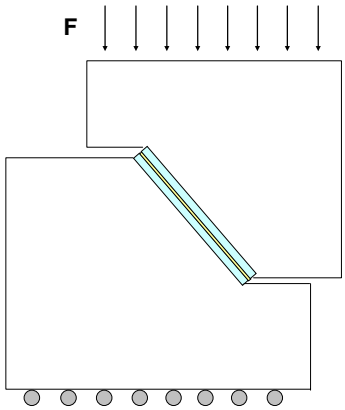


Fig. 46. : Principe de l'essai de compression/cisaillement (Compressive Shear Test) sur éprouvettes de verre feuilleté.

L'énergie d'adhésion ou énergie de rupture à l'interface est déterminée soit par la formulation d'éléments de cohésion [80] modélisant l'interface verre/polymère, soit en définissant, si le polymère est considéré hyperélastique, un taux de restitution d'énergie [77].

Lorsque le polymère est considéré hyperélastique, son comportement est indépendant de la vitesse de déformation. La définition d'une zone cohésive implique quant à elle que le processus de délaminage soit découplé des pertes visqueuses.

Enfin, les valeurs fournies par ces travaux (de quelques dizaines de joules par mètre carré à plusieurs centaines) sont naturellement fortement dépendantes des essais modélisés (type de sollicitation, géométrie, vitesse de déformation), des lois de comportement utilisées, des dimensions choisies pour la zone cohésive et des facteurs chimiques définis précédemment (cf. Chap. 2 § 2.1. page 22).

Nous souhaitons par notre analyse expérimentale énergétique identifier et quantifier la part d'énergie dégradée par chaque mécanisme intervenant au cours d'un impact. L'identification de la part d'énergie dégradée par délaminage est rendue difficile par la mesure des faibles surfaces délaminées. Le découplage de l'énergie d'adhésion des dissipations additionnelles de volume mais aussi en pointe de fissure (à l'interface verre/polymère) ne peut se faire que si tous les comportements mécaniques considérés sont décrits rigoureusement en fonction de la température et de la vitesse. Enfin, la dissipation dans le volume du polymère, c'est à dire l'énergie dégradée par déformation du film intercalaire, est conditionnée par l'adhésion qui définit les conditions aux limites de la sollicitation (état de déformation et donc de contrainte). Cette interdépendance implique que le découplage des énergies dégradées par déformation et délaminage est illusoire. Ce sont conjointement, le comportement mécanique du film intercalaire (caoutchoutique, viscoélastique, élastoviscoplastique) et les caractéristiques adhésives (nature des liaisons chimiques et des macromolécules, degré de réticulation, taux d'humidité, …) qui vont définir l'importance de la dissipation et la nature de la rupture (interfaciale ou cohésive).

En conclusion, la majeure partie des fragments restant collés au film intercalaire et la valeur mesurée pour l'énergie dissipée par fissuration, nous amènent à négliger dans le bilan énergétique global de l'impact ces deux mécanismes de dissipation. La majeure partie de l'énergie dissipée lors de la perforation l'est donc par déformation et délaminage local au niveau des fissures et est fortement dépendante du profil de fissuration. Ces deux mécanismes sont couplés et doivent donc être considéré conjointement pour qualifier la capacité du vitrage feuilleté à résister à la perforation vis à vis d'un profil particulier de fissuration et donc de sollicitation.

3. Energie dégradée par déformation et délaminage du film intercalaire

3.1. Introduction

Nous venons de voir que les mécanismes de déformation et de délaminage sont interdépendants. Le niveau d'adhésion gouverne l'état de déformation du film polymère durant l'impact.

La méthodologie retenue pour donner une estimation de l'énergie dégradée lors de la déformation du vitrage est basée sur la définition d'un essai représentatif des mécanismes de délaminage et de déplacement des fragments entre eux. A partir de la définition d'une cellule représentative du comportement local du vitrage feuilleté, nous identifions, dans un premier temps en quasi statique, une densité d'énergie de déformation et de délaminage par unité de longueur de fissure : $dE_{déf\,/\,dél}$.

La phénoménologie de l'impact montre qu'après fragmentation des plis de verre, le film intercalaire est sollicité en grandes déformations entre les fragments de verre.

La fragmentation provoque un délaminage local au niveau des fissures. Ce délaminage n'est pas visible à l'œil nu et est difficilement quantifiable. Cependant, si celui-ci est inférieur au millimètre et le déplacement relatif des fragments de l'ordre du millimètre, la déformation du film intercalaire est supérieure à 100 %.

Au niveau des fissures radiales et orthoradiales, la sollicitation du film intercalaire est globalement assimilée à de la traction. En effet, la flexion est limitée par le contact entre les fragments de verre et par l'épaisseur du film intercalaire devant celle du verre.

La sollicitation du film intercalaire peut être représentée schématiquement par la figure 47 suivant la longueur délaminée après fragmentation : *lo*.

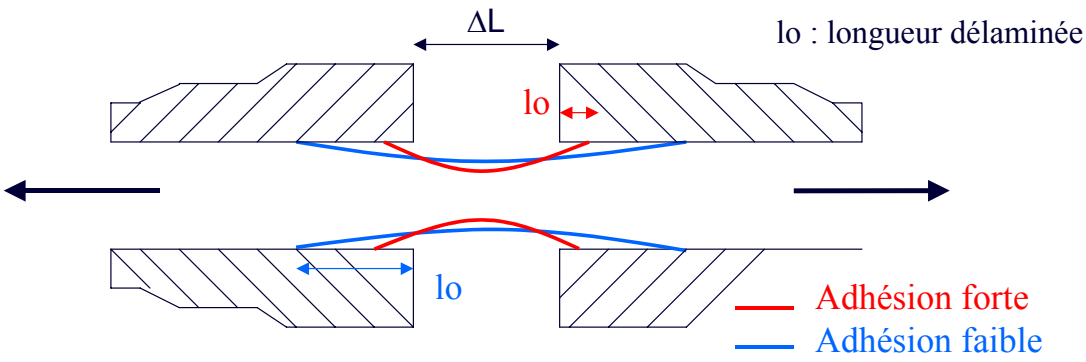


Fig. 47. Influence du délaminage sur l'état de déformation du film intercalaire.

Pour une adhésion forte, la longueur délaminée initiale est plus faible que pour une adhésion faible. En conséquence, pour un même déplacement ΔL entre les fragments, l'état de déformation du film intercalaire est plus important pour une adhésion forte que pour une adhésion faible ; le film est donc plus sollicité.

Dans une telle configuration, il y a compétition entre la contrainte à l'interface qui conduit à la rupture de l'interface donc au délaminage et la contrainte à rupture en traction du film intercalaire. Les déplacements imposés entre les fragments définissent leurs amplitudes. Si la contrainte nécessaire à la rupture de l'interface est supérieure à celle provoquant la rupture du film, la rupture sera donc cohésive et conduira à la création de déchirures au sein du film intercalaire. Inversement, la rupture sera adhésive et un délaminage apparaîtra. L'objectif du fournisseur de film intercalaire sera donc de trouver un compromis entre résistance à la traction du film intercalaire et une adhésion contrôlée pour limiter la projection de fragments, garantir la durabilité de l'assemblage feuilleté et assurer une dissipation d'énergie optimale.

L'interdépendance des mécanismes d'adhésion et de déformation nous conduit naturellement à considérer conjointement ces deux phénomènes par la définition d'une cellule modélisant la sollicitation du film intercalaire au niveau des fissures des plis de verre.

3.2. Bibliographie

Hunstberger (1981) [69] considère que lors de la rupture du verre, les fragments de verre sollicitent le film intercalaire en traction (Fig. 48).

Le comportement du film intercalaire est considéré caoutchoutique et il donne, via une loi de comportement hyperélastique, la densité d'énergie de rupture du film intercalaire par unité de surface. La déformation du film intercalaire est définie par le rapport entre le déplacement relatif des fragments entre eux et le délaminage de part et d'autre de la fissure. Ce dernier évolue lors de la sollicitation et la rupture du film survient lorsque la déformation précédente est égale à 135 %.

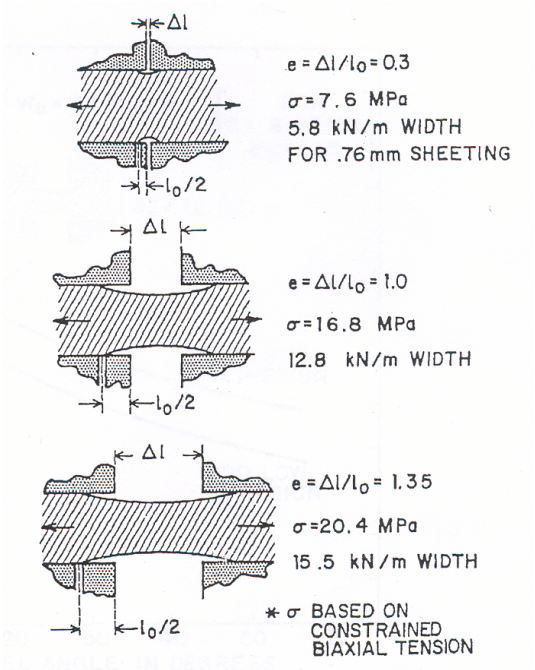


Fig. 48. Schématisation du processus de sollicitation du film intercalaire entre les fragments de verre lors d'un impact (d'après [69]).

En 1997, Sha *et al.* [78] définissent un essai de traction sur éprouvette de verre feuilleté préfissurée pour caractériser l'adhésion verre/polymère des vitrages feuilletés. Une éprouvette d'un assemblage feuilleté de forme rectangulaire est préfissurée en son milieu et est soumise à un effort de traction (Fig. 49).

Ils établissent un modèle éléments finis de l'interface verre/polymère à l'aide d'une distribution de ressorts. Ces ressorts définissent les efforts de traction (mode I) et de cisaillement à l'interface (ou glissement : mode II) (Fig. 50). Le film intercalaire est considéré élastique linéaire et les essais ont été réalisés à température ambiante et pour une vitesse de sollicitation de 0,5 mm/min. Cette modélisation montre la prédominance de la rupture de l'interface en mode II et renseigne des valeurs de l'énergie nécessaire à la rupture de l'interface de l'ordre de 100 à 300 $J.m^{-2}$ suivant le niveau d'adhésion des assemblages testés.

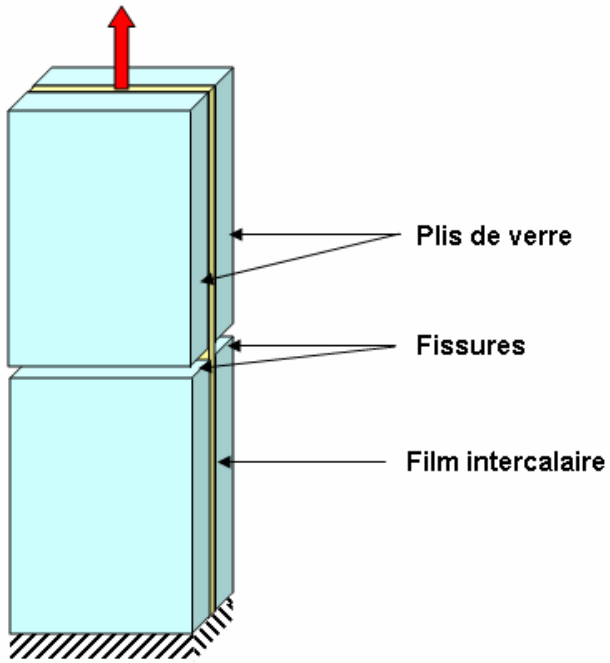


Fig. 49. Schématisation de l'essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée.

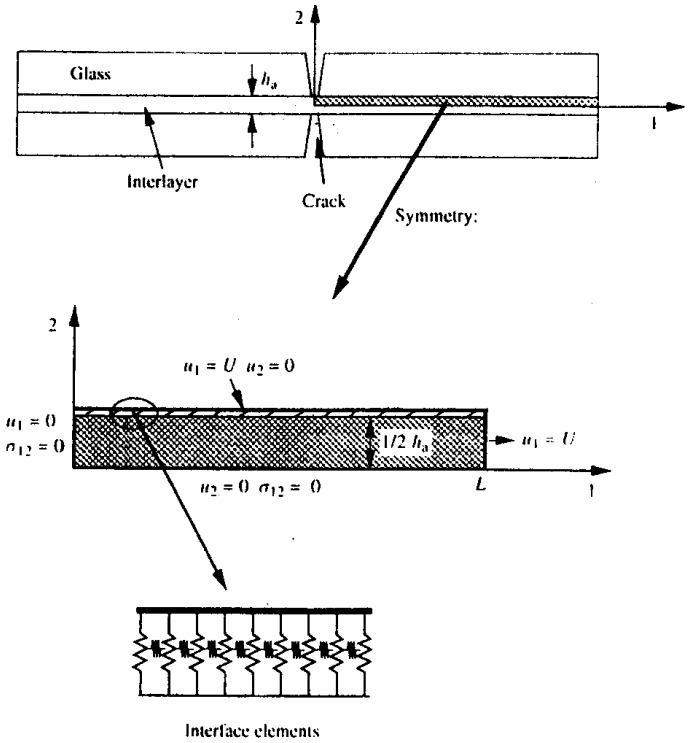


Fig. 50. Conditions aux limites du modèle éléments finis utilisé par Sha et al. (d'après [78]).

En 2000, Muralidhar *et al.* proposent de nouveau une modélisation numérique de cet essai et souhaitent comme dans l'étude précédente renseigner une énergie nécessaire à la rupture de l'interface [79].

Lors de cet essai (Fig. 51), la propagation du délaminage est stable et s'effectue à effort quasiment constant (Fig. 52). Un taux de restitution d'énergie est défini en considérant le bilan énergétique régissant la propagation du délaminage à l'interface verre/polymère (par analogie avec la mécanique de la rupture) si celle-ci est stable et quasi statique. Le taux de

restitution d'énergie qui est l'énergie de fissuration associée à la formation de nouvelles surfaces peut être considéré comme l'énergie de rupture à l'interface.

Un modèle éléments finis prenant en compte ce paramètre est ensuite élaboré à l'aide d'éléments de cohésion modélisant l'interface. Les éléments de cohésion définissent les efforts de liaison T_i qui dépendent des mouvements relatifs u_i (u et v en 2D) au niveau de l'interface verre/polymère. Ces efforts dérivent d'un potentiel $\phi(u_i)$ tel que :

$$T_i = \frac{\partial \phi(u_i)}{\partial u_i} \tag{15}$$

où,

$$\phi(u,v) = \Gamma_0 \left[1 - \left(1 + \frac{u}{\delta_{cr}} \right) \exp\left(-\frac{u}{\delta_{cr}} \right) \exp\left(-\frac{v^2}{\delta_{cr}^2} \right) \right] \tag{16}$$

où Γ_0, l'énergie nécessaire à la séparation des matériaux à l'interface est atteinte pour $u, v \to \infty$ et où δ_{cr} est le déplacement critique pour lequel les efforts de liaison sont maximaux.

La définition du taux de restitution d'énergie est obtenue en considérant le film intercalaire comme hyperélastique.

Le comportement du film intercalaire est ensuite considéré viscoélastique lors de la modélisation numérique.

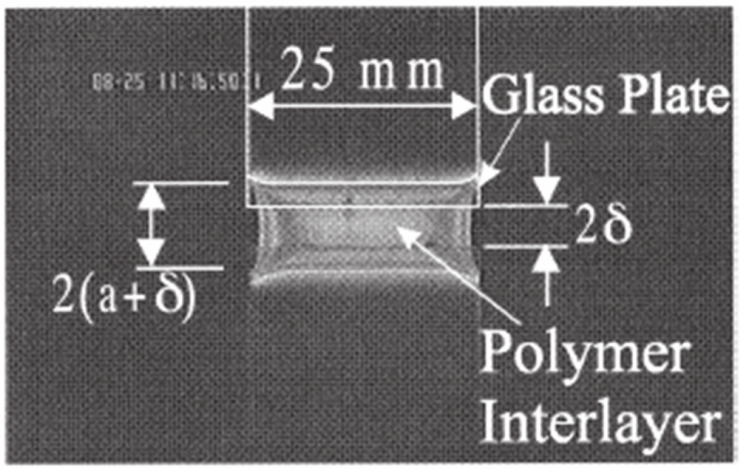


Fig. 51. Déformation du polymère pendant un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée visualisée à l'aide de polariseurs. La déformation est accompagnée d'un délaminage le long de l'interface verre/polymère. (d'après [79]).

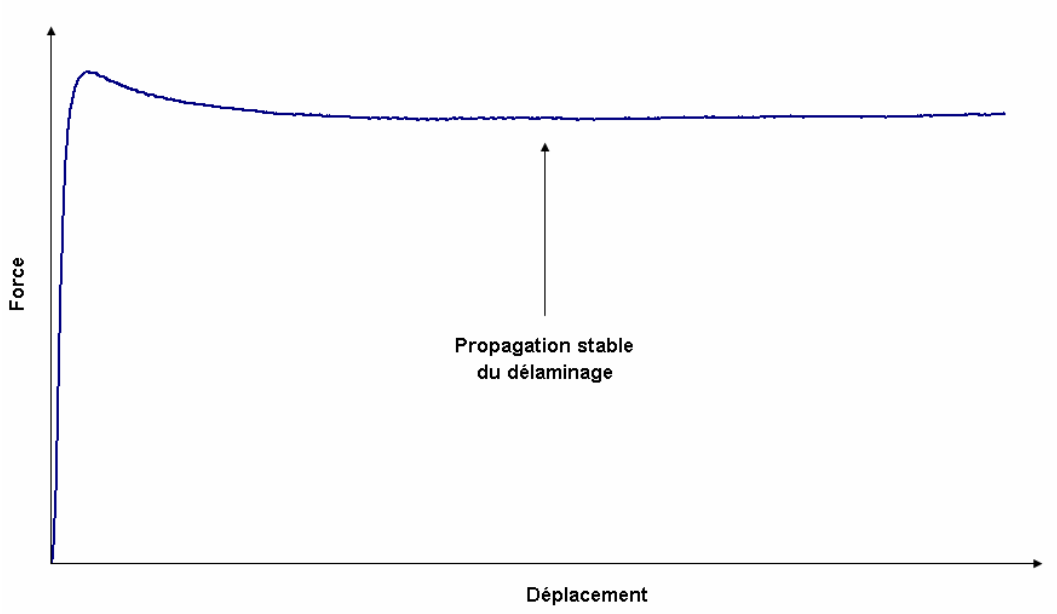


Fig. 52. Allure d'une courbe « type» d'un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée.

Leur analyse est limitée par plusieurs facteurs. D'un côté, le comportement du polymère est considéré indépendant de la vitesse de déformation dans le cas de la définition d'un taux de restitution d'énergie. D'un autre côté, la taille de la zone cohésive influe notablement sur les résultats numériques. De plus, cette description de l'interface est découplée des pertes visqueuses.

La difficulté est ici de modéliser numériquement l'interface en considérant, à l'échelle moléculaire, les liaisons chimiques responsables de l'adhésion puis d'étendre la représentation microscopiquement puis macroscopiquement en tenant compte des échelles successives de comportement responsables de dissipations additionnelles. L'influence de la vitesse de sollicitation et de la température sur le comportement en grandes déformations du polymère complique encore l'analyse.

Dans le cadre de cette étude, nous ne chercherons pas à déterminer une énergie d'adhésion ou plus généralement d'adhérence. En reprenant l'essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée, nous étudierons expérimentalement, en fonction de la vitesse de sollicitation et de la température, la capacité d'un assemblage à dégrader localement de l'énergie par déformation du film intercalaire avant propagation du délaminage ou avant rupture.

3.3. Propriétés en traction

Dans un premier temps, nous nous intéressons au comportement macroscopique du film intercalaire, c'est à dire non assemblé.

Les différences observées entre les différents PVB commerciaux viennent essentiellement du comportement aux fortes déformations (Fig. 53). A partir des essais de traction de trois films intercalaires PVB commerciaux répondant aux exigences de la norme EN 356, les énergies de déformation à rupture par unité de volume ont été déterminées (Fig. 54). Les écarts constatés peuvent atteindre 50 % entre le PVB 2 et 3 à 20°C et pour une vitesse de 50 mm/min.

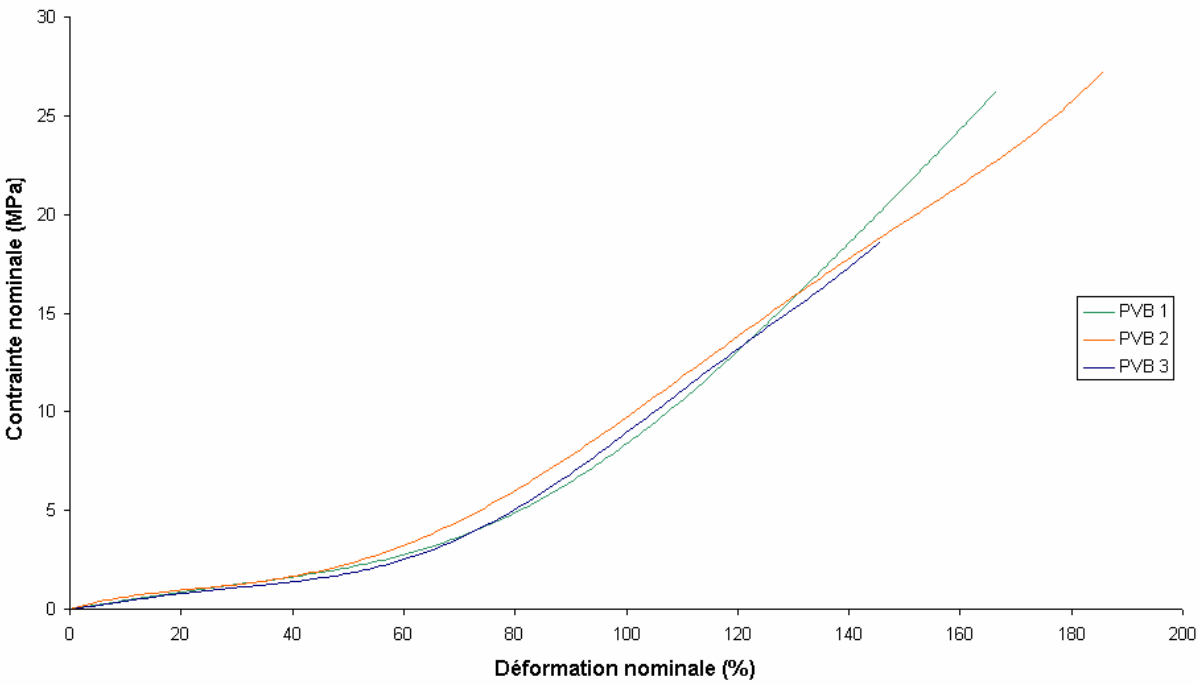


Fig. 53. Comportement en traction de trois PVB commerciaux selon la norme ISO 527-3 à 20°C et 50 mm/min.

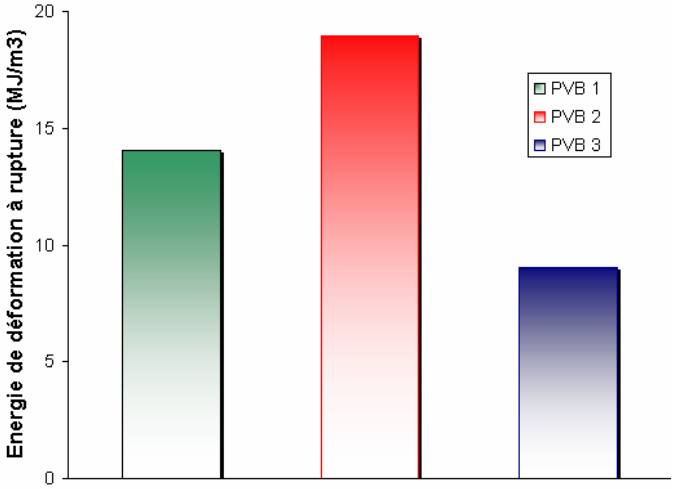


Fig. 54. Energies de déformation à rupture par unité de volume de trois PVB commerciaux selon la norme ISO 527-3 à 20°C et 50 mm/min.

Le comportement des films intercalaires est fortement influencé par la température et la vitesse de sollicitation. En conséquence, cette influence se retrouve sur les mesures des énergies de déformation à rupture (Fig. 55). Les différences constatées entre les différents films se conservent en fonction de la vitesse et de la température à 20°C et -20°C. Cependant, à 50°C, nous n'avons pas pu mettre en évidence cette conservation pour une déformation nominale de 250 %. En effet, le dispositif de traction employé ne nous a pas permis de prendre en compte la rupture des éprouvettes à 50°C.

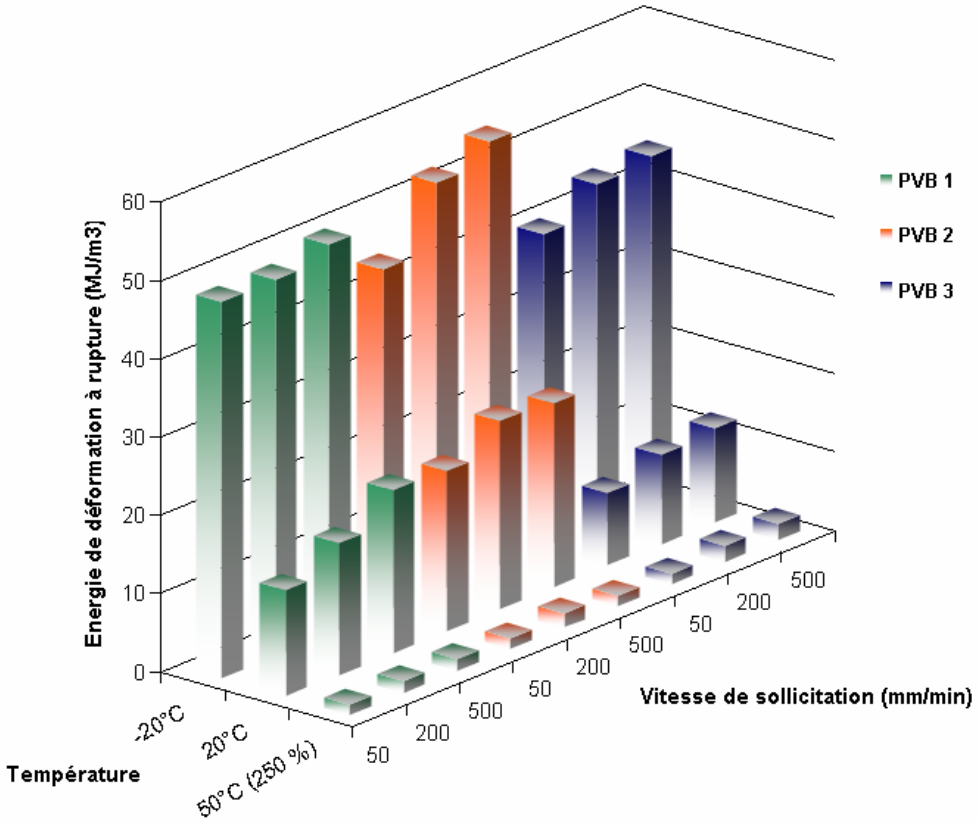


Fig. 55. Energies de déformation à rupture par unité de volume (valeurs moyennes) pour trois PVB commerciaux selon la norme ISO 527-3 à -20°C, 20°C et 50°C et à 50 mm/min, 200 mm/min et 500 mm/min. A 50°C, les énergies de déformation sont renseignées pour une déformation nominale de 250 %.

A partir de l'analyse du comportement en traction des films intercalaires PVB, il est d'ores et déjà possible d'identifier la capacité de chaque film à consommer de l'énergie par déformation jusqu'à rupture et ce en fonction de la température. La vitesse n'influe pas de manière prépondérante en comparaison du paramètre température. Cependant, du fait du caractère viscoélastique des films intercalaires employés, une augmentation de la vitesse de sollicitation se traduit par une augmentation de la rigidité apparente du film pour une déformation à une rupture légèrement plus faible. Les comportements mécaniques macroscopiques de ces trois films sont voisins et les écarts viennent essentiellement du comportement aux fortes déformations.

Les écarts observés entre les énergies de déformation à rupture des films intercalaires sont parfois importants et nous souhaitons maintenant identifier l'influence des caractéristiques adhésives sur la dégradation d'énergie.

3.4. Comportement en situation confinée

Nous avons vu que la sollicitation du film intercalaire au niveau des fissures des plis de verre peut être assimilée à une sollicitation de traction tant que l'épaisseur de verre est suffisamment importante devant celle du film intercalaire.

Nous considérons une cellule élémentaire de vitrage feuilleté préfissurée sollicitée en traction prise comme représentative de la sollicitation locale du film intercalaire entre les fissures des plis de verre au cours de l'impact.

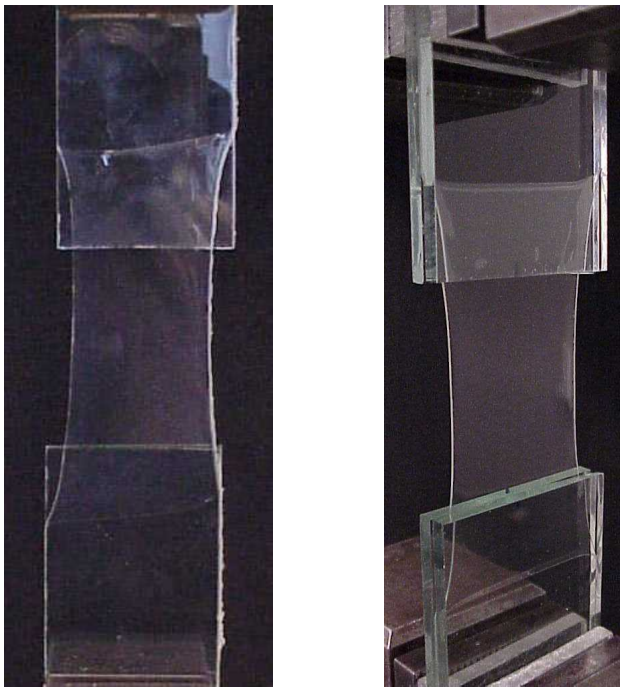
3.4.1. Définition de l'éprouvette

Cette cellule élémentaire est analogue à l'éprouvette utilisée par Muralidhar *et al.* [79] (Fig. 49 page 71). C'est un rectangle de vitrage feuilleté 44.2 (deux plis de verre de 4 mm d'épaisseur et un film intercalaire PVB de 0,76 mm d'épaisseur) dont les plis de verre sont préfissurés à mi longueur perpendiculairement au sens de la sollicitation. La largeur de l'éprouvette est de 50 mm pour une longueur de 150 mm. La base de l'éprouvette est encastrée et un déplacement est imposé à la partie supérieure. Les vitesses de sollicitations employées varient de 100 à 1000 mm/min et les essais ont été réalisés sur une machine de traction à -20°C, 20°C et 50°C. Le déplacement entre les fragments de verre est identifié comme celui de la traverse et l'effort résultant est enregistré.

Les fissures des plis de verre sont initiées à l'aide d'une mollette diamantée et propagées par flexion. Un soin tout particulier a été apporté à la conception des éprouvettes. Notamment les conditions de propagation des fissures doivent être bien maîtrisées afin de garantir leur perpendicularité par rapport au plan de l'éprouvette et leur symétrie par rapport au plan du film intercalaire. De plus, la création de ces fissures est responsable de l'initiation d'un délaminage local qui va définir par la suite l'état de déformation du film intercalaire au cours de la sollicitation. La différence importante de rigidité entre le verre et le film intercalaire (72 GPa contre 1 MPa) fait que les plis de verre se comportent comme des matériaux parfaitement rigides ne se déformant pas au cours de la sollicitation.

Comme pour tout essai de traction, l'orientation de la sollicitation joue un rôle essentiel. Cette orientation est d'autant plus critique dans notre cas qu'elle influe de manière prépondérante sur la propagation du délaminage (Fig. 56).

La géométrie de ce type d'éprouvette a pour conséquence des effets de bords dus à la contraction du film intercalaire au cours de la sollicitation. Cet effet est mis en évidence sur la figure 57 pour laquelle a été utilisée la propriété de biréfringence du film intercalaire par l'emploi de polariseurs.



- a - - b -

Fig. 56. Profil des délaminages à l'interface verre/PVB lors d'un essai de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées 44.2. a) suite à un mauvais alignement de l'éprouvette b) dans des conditions idéales de sollicitation.

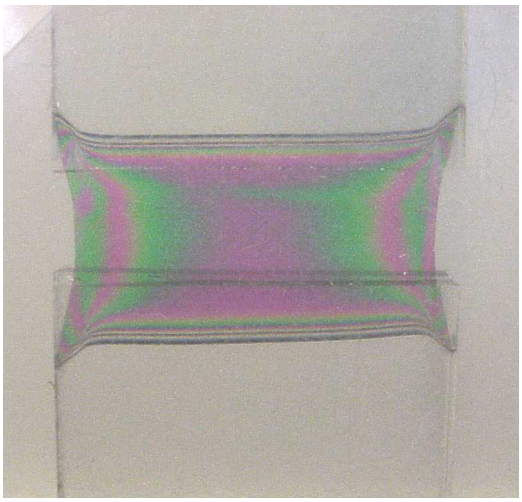


Fig. 57. Déformation du film intercalaire et délaminage à l'interface verre/PVB vus à travers des polariseurs lors d'un essai de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées 44.2.

3.4.2. Définition de la notion de densité d'énergie

L'essai de traction sur éprouvette de verre feuilleté préfissurée s'achève soit pour un déplacement fixé suffisant pour que la propagation du délaminage se soit effectuée à effort constant, soit après rupture du film intercalaire.

Cet essai peut être vu comme un essai de pelage sous un petit angle de quatre interfaces en même temps. Il se rapproche d'une sollicitation de l'interface en cisaillement plan donc en mode II. Ce mode est prédominant mais il est plus vraisemblable que la propagation du délaminage s'effectue en mode mixte I/II du fait de la contraction du film polymère lors de sa déformation.

Les courbes force/déplacement mesurées expérimentalement se rapprochent de celles classiquement rencontrées lors d'un essai de pelage (Fig. 52 page 73 et Fig. 58).

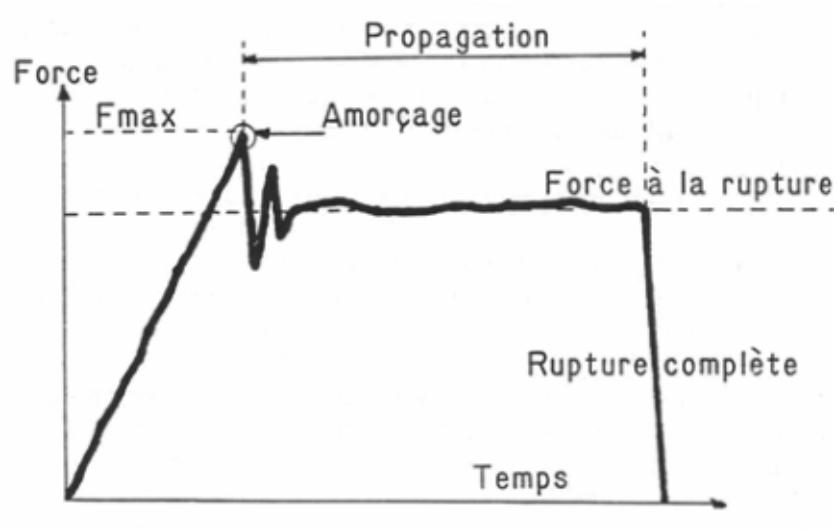


Fig. 58. Allure d'une courbe «type» obtenue lors d'un essai de pelage et paramètres caractéristiques associés (d'après [65]).

Le délaminage local généré lors de la conception de l'éprouvette définit la taille du défaut initial à l'interface et la longueur initiale du film intercalaire avant sollicitation.

Le déplacement de la partie supérieure de l'éprouvette impose dans un premier temps une déformation du film intercalaire qui n'est pas forcément linéaire du fait des grandes déformations générées et du comportement mécanique macroscopique du PVB.

L'amorçage du délaminage ou plus rigoureusement l'initiation de la propagation du défaut initial à l'interface correspond au pic de force. Après le pic de force, le délaminage évolue, ce qui a pour conséquence une augmentation du volume de film intercalaire sollicité et une diminution du niveau de déformation et donc une relaxation des contraintes. Puis, la propagation du délaminage se stabilise et s'effectue à effort constant (Fig. 59). Cette description est conforme au fait que l'énergie nécessaire à la propagation de la rupture est généralement inférieure à celle nécessaire à son amorçage.

Expérimentalement, au cours d'un essai d'impact sur vitrages feuilletés, les zones délaminées sont de très petites tailles et concentrées au niveau du point d'impact. Entre les fissures, radiales ou orthoradiales, le délaminage est faible et non quantifiable. L'énergie dégradée par déformation et délaminage est donc associée à un délaminage très restreint voire seulement à son amorçage.

A partir de la mesure de l'effort F en fonction du déplacement δ appliqué à l'éprouvette, nous définissons une énergie dégradée par déformation avant propagation du délaminage (Fig. 59). Cette énergie est calculée en intégrant l'évolution de la force jusqu'à un déplacement critique δ_{crit} associé à la force maximale.

A cette énergie est associée la densité d'énergie par unité de surface de film intercalaire constituant l'assemblage feuilleté. Nous négligeons ici l'influence des effets de bords, dus à la largeur de l'éprouvette, sur la mesure de la densité d'énergie. Celle-ci, pour un film d'épaisseur e et une éprouvette feuilletée de largeur b vaut :

$$dE_{déf\,/\,dél} = \frac{1}{eb}\int_0^{\delta_{crit}} F(\delta)d\delta \qquad (17)$$

Cette densité d'énergie est prise comme caractéristique de la capacité d'un assemblage feuilleté à convertir la majeure partie de l'énergie du corps de choc en énergie de déformation du film intercalaire et de délaminage de l'interface verre/film au niveau des fissures des plis de verre. Elle est dite *densité d'énergie de déformation et de délaminage par unité de longueur de fissure* car la propagation du délaminage peut avoir lieu sans que celle-ci corresponde à un maximum de force.

Dans ce cas, le délaminage est très faible et la rupture du film se produit (Fig. 60). Ainsi, le déplacement critique associé à la force maximale correspond soit à l'initiation de la propagation du délaminage soit à la rupture du film intercalaire.

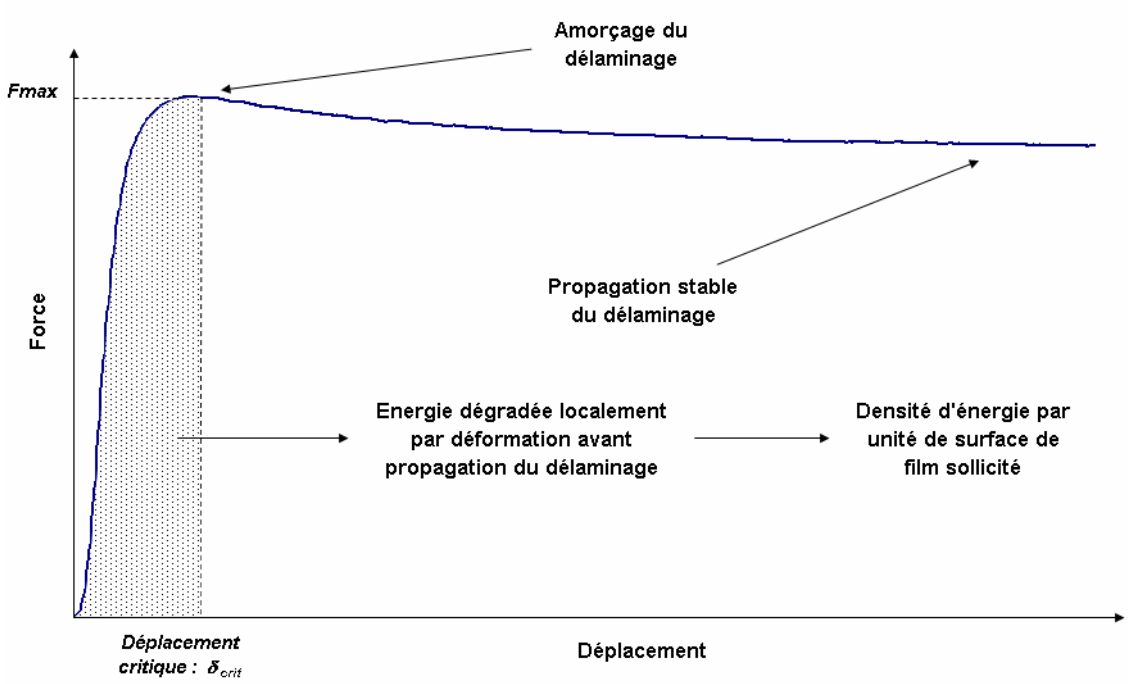


Fig. 59. Définition de l'énergie dégradée localement par déformation avant propagation du délaminage lors d'un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée et paramètres caractéristiques associés.

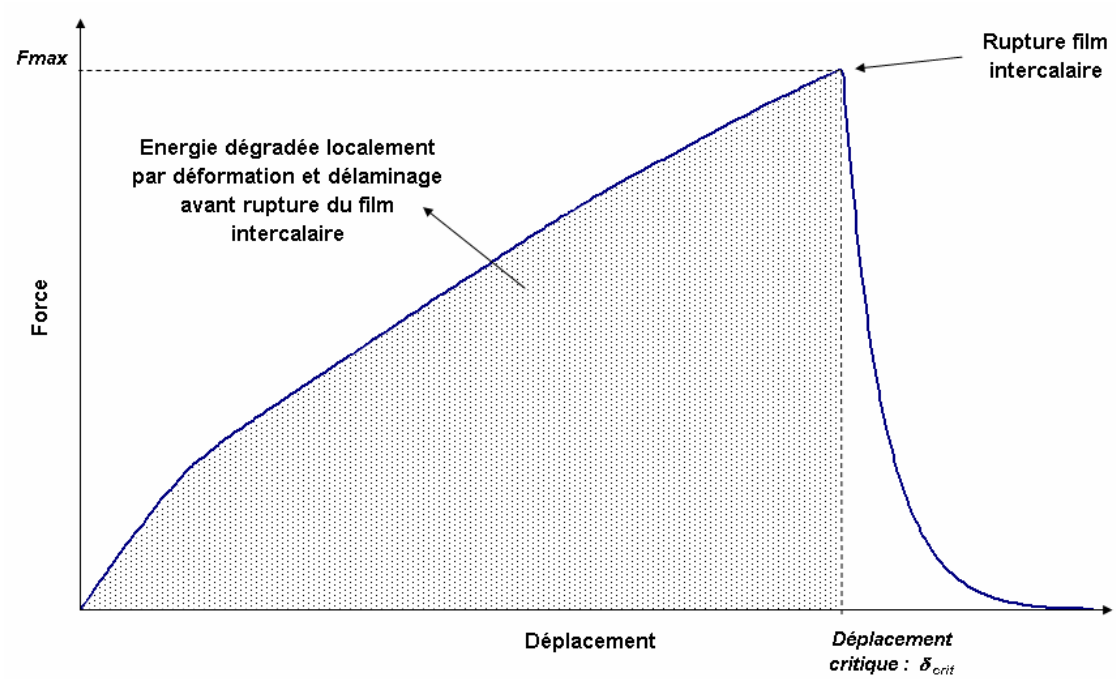
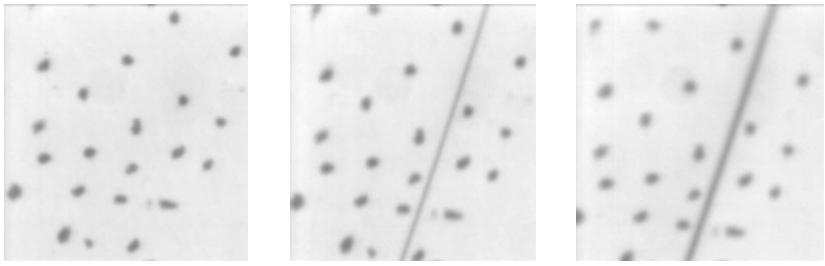


Fig. 60. Définition de l'énergie dégradée localement par déformation et délaminage avant rupture du film intercalaire lors d'un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée et paramètres caractéristiques associés.

3.5. *Influence de la vitesse*

Dans les catégories d'impact qui nous intéressent, les vitesses d'impact atteignent 10 $m.s^{-1}$. Pour un impact à 9 $m.s^{-1}$, nous avons mesuré à l'aide d'une caméra vidéo rapide (2000 images/s) l'évolution du déplacement relatif de points préalablement marqués sur la surface du vitrage. Lorsqu'une fissure séparait deux points, nous déterminions au cours du temps, l'évolution de leur déplacement relatif dans le plan de la caméra (Fig. 61). Nous en avons déduit un ordre de grandeur des vitesses de déplacement relatif entre les fragments générées lors d'un impact. Ces valeurs variant de 50 à 150 $mm.s^{-1}$ sont moyennées et déterminées dans le plan de la caméra. Elles dépendent, de plus, du positionnement des points sur le vitrage, les vitesses étant maximales au niveau du point d'impact.



t_0 $t_0 + 1$ ms $t_0 + 3$ ms

Fig. 61. Images 128 x 128 pixels² (10 x 10 mm²) enregistrées pendant un essai d'impact à 9 $m.s^{-1}$ à l'aide d'une caméra vidéo rapide enregistrant 2000 images/s. On distingue sur les deux images de droite une fissure radiale.

Pour connaître avec exactitude l'évolution du champ des vitesses au cours du temps, il faudrait être capable de mesurer l'évolution des déplacements en trois dimensions du vitrage et repérer l'emplacement des fissures. Nous n'avons pas mis en place dans cette étude un tel dispositif de mesure qui pourrait être une perspective de cette recherche.

Nous nous intéresserons ici au comportement en quasi statique des éprouvettes de verre feuilleté préfissurées dans une gamme de vitesse variant de 100 à 1000 mm/min soit des vitesses de déplacement relatif entre les fragments au maximum 10 fois plus faibles que celles mesurées précédemment.

On observe une augmentation de la force maximale et du déplacement critique nécessaire à la propagation du délaminage à 20°C en fonction de la vitesse de sollicitation (Fig. 62). Cela traduit une augmentation de la densité d'énergie dégradée par déformation avant propagation du délaminage en fonction de la vitesse de sollicitation (Fig. 63). Cette augmentation est relativement importante sur la gamme de vitesse considérée. Cette observation est à rapprocher de la description du test de pelage par Gent et Schultz [67] que nous avons évoquée au paragraphe 2.1. La nature visqueuse du film intercalaire est responsable pour un déplacement fixé de l'augmentation de l'état de contrainte avec la vitesse de sollicitation et d'une augmentation de l'énergie dissipée sous forme de chaleur. Cette densité d'énergie est d'environ 35 kJ/m² pour un déplacement critique de 3,5 mm et une vitesse de déplacement relative entre les fragments de 1000 mm/min.

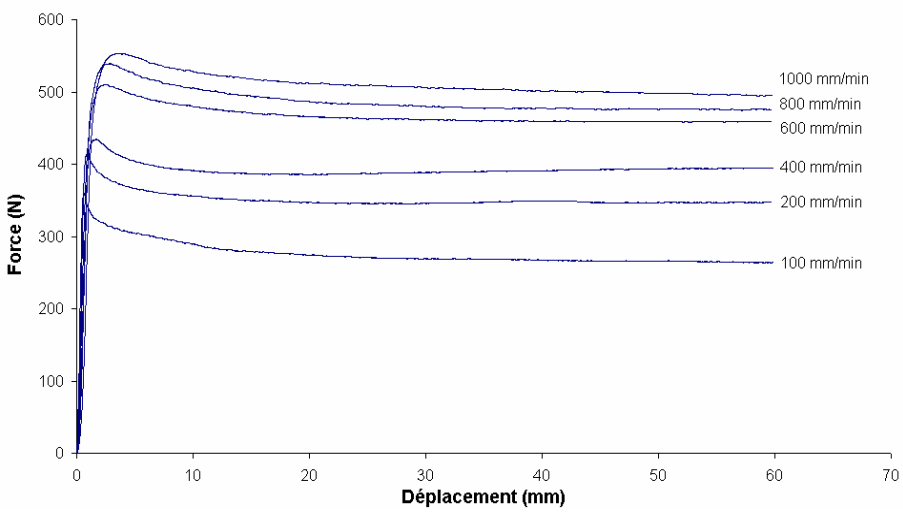


Fig. 62. Evolution de l'allure des courbes force/déplacement mesurées à 20°C lors d'essais de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées en fonction de la vitesse de sollicitation .

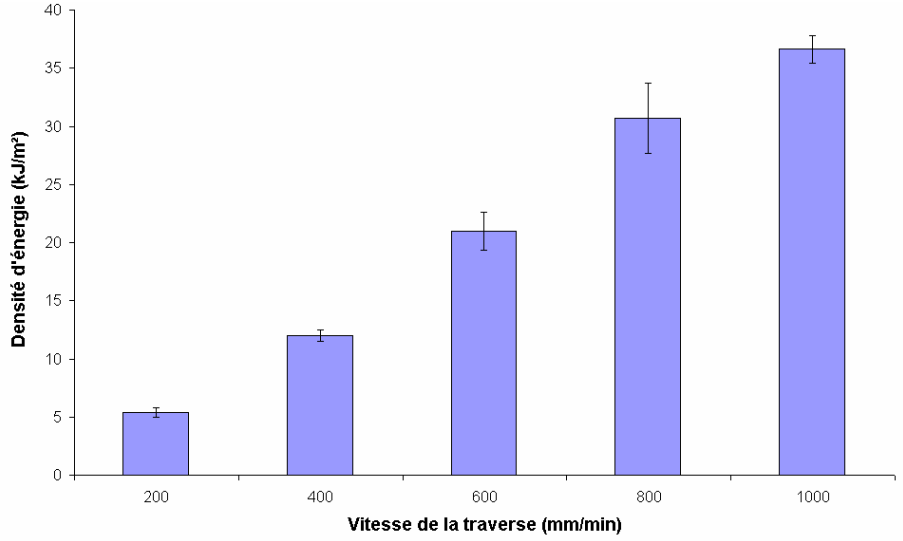


Fig. 63. Evolution de la densité d'énergie dégradée par déformation avant propagation du délaminage à 20°C en fonction de la vitesse de sollicitation.

3.6. Influence de la température

La plage des températures auxquelles sont soumis les vitrages feuilletés au cours de leur utilisation varie de -20°C à 60°C. Sur cette plage, la variation importante des propriétés mécaniques du PVB et du comportement à l'impact des vitrages feuilletés a été montrée. Nous souhaitons ici, par l'analyse de l'effet de la température sur la mesure de la densité d'énergie et du comportement en traction des éprouvettes feuilletées préfissurées confirmer ce point.

Du fait de l'augmentation de la rigidité du film intercalaire avec la diminution de la température, l'énergie nécessaire à sa déformation est beaucoup plus importante à -20°C qu'à 20°C. Les déplacements critiques correspondant à la force maximale ne varient pas considérablement d'une température à l'autre. En conséquence la densité d'énergie mesurée est plus importante. Les essais à -20°C ont révélé une rupture rapide du film intercalaire après initiation du délaminage (Fig. 64). Cependant, cette rupture ayant lieu après l'amorçage du délaminage, elle n'affecte pas la mesure de la densité d'énergie.

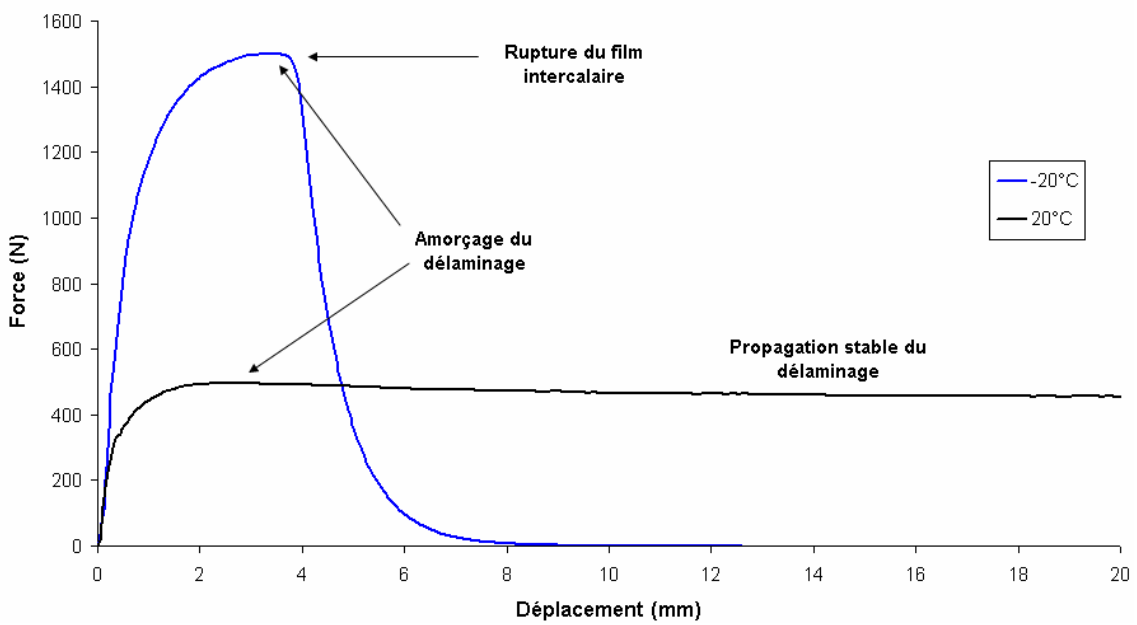


Fig. 64. Courbes force/déplacement mesurées à 20°C et -20°C lors d'essais de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées pour une vitesse de sollicitation de 800 mm/min.

En revanche, à 50°C, le comportement caoutchoutique du film intercalaire PVB conduit à des différences notables de la réponse des éprouvettes feuilletées préfissurées (Fig. 65). En effet, il n'a pas toujours été observé de pic de force à l'apparition du délaminage. Dans un cas, le délaminage s'amorce à force relativement faible de l'ordre de 40 N et une propagation stable de celui-ci est constatée. Dans l'autre, l'amorçage du délaminage ne correspond pas à un maximum de l'effort et sa propagation est limitée ; de l'ordre du millimètre de part et d'autre de la fissure. Le film se déforme considérablement et l'augmentation de l'état de contrainte dans le film aboutit à sa rupture en traction. L'effort maximal mesuré au cours de l'essai correspond ici à la rupture du film intercalaire. Le déplacement critique correspondant à la force maximale mesurée, dans un cas, la densité d'énergie mesurée correspond à l'énergie nécessaire à l'amorçage du délaminage, dans l'autre cas, elle correspond à l'énergie dégradée par déformation et délaminage avant rupture du film intercalaire.

La différence de comportement entre ces deux essais peut s'expliquer par la mixité du mode de rupture à l'interface. L'influence de l'orientation de la sollicitation est importante sur la propagation du délaminage comme illustré sur la figure 56a page 76. En toute rigueur, si la sollicitation est parfaitement dans le plan de l'éprouvette, deux cas peuvent survenir. Soit l'énergie nécessaire à l'amorçage d'un délaminage est supérieure à celle nécessaire à la rupture en déformation du film et le film intercalaire se déchire avant propagation d'un quelconque délaminage. Dans le cas contraire, le délaminage à l'interface est amorcé puis sa propagation est stable pour un état de déformation du film constant. En effet, la création de nouvelles surfaces augmente le volume de film sollicité et maintient l'état de déformation du film constant.

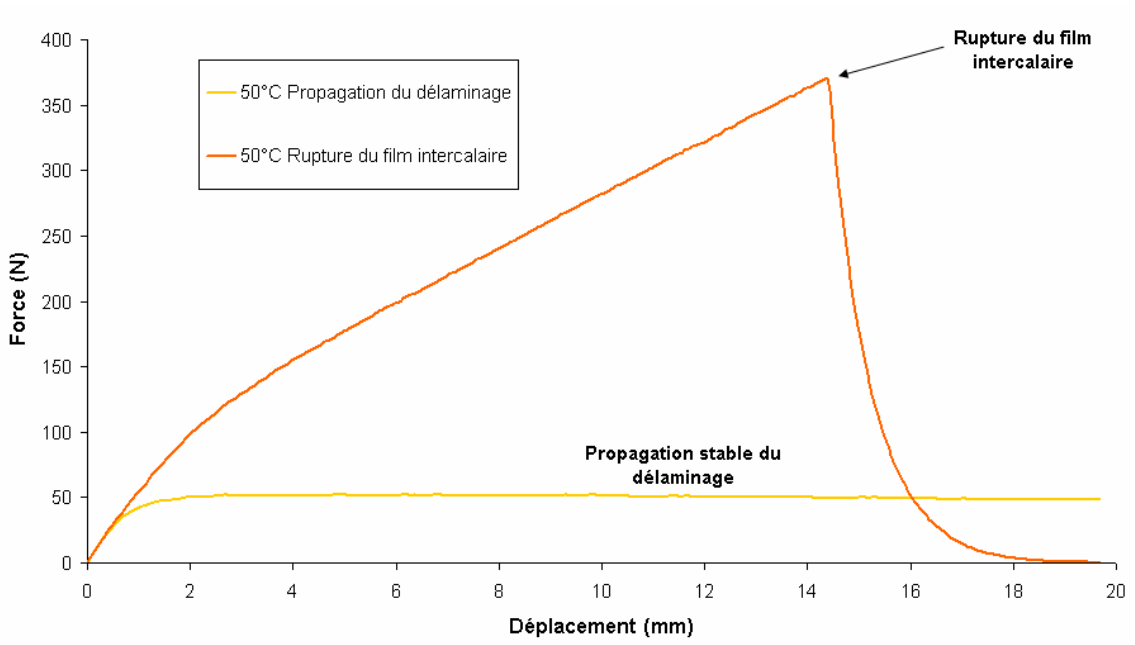


Fig. 65. Courbes force/déplacement mesurées à 50°C lors d'essais de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées pour une vitesse de sollicitation de 800 mm/min.

Cependant, l'alignement des mors n'est pas parfait et les essais réalisés ont montré que majoritairement nous nous trouvions dans le cas d'une sollicitation en grandes déformations du film intercalaire jusqu'à sa rupture en traction. De plus, il est vraisemblable que lors d'un essai d'impact la sollicitation du film intercalaire entre les fragments ne soit pas en traction pure. En conséquence, il semble légitime de considérer la densité d'énergie dégradée par déformation et délaminage avant rupture du film comme critère de résistance à la perforation.

Ainsi, la densité d'énergie par unité de surface de film intercalaire nécessaire pour amorcer un délaminage à l'interface verre/film intercalaire est une fonction décroissante de la température (Fig. 66). Cependant, cette diminution est compensée à 50°C par la déformation hyperélastique du film intercalaire. La densité d'énergie mesurée à 50°C est plus importante que celle mesurée à -20°C qui prend en compte l'amorçage du délaminage.

En conclusion, il semblerait qu'un vitrage feuilleté avec du polyvinyl butyral soit capable de dégrader l'énergie d'impact de manière plus importante à 50°C et -20°C qu'à 20°C. Cependant, comme nous l'avons constaté expérimentalement, la déformation est localisée à 50°C au niveau du corps de choc du fait de la faible rigidité du film intercalaire. Les déplacements des fragments entre eux sont en conséquence plus importants et la rupture du film intercalaire plus rapide. A -20°C, la rigidité du film intercalaire est importante, la déformation du vitrage est « globale » et les déplacements s'uniformisent sur la totalité du vitrage et sont donc plus faibles. Cependant, la rupture du film intercalaire intervient rapidement après l'amorçage du délaminage.

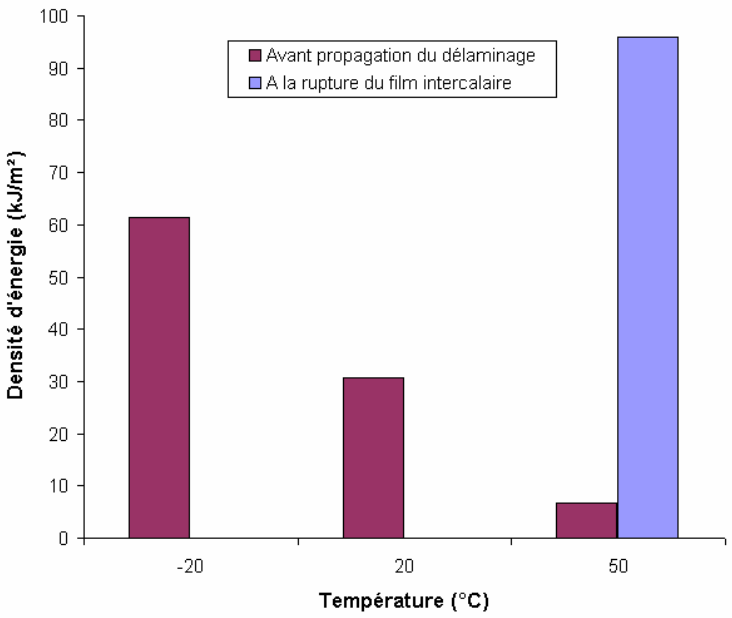


Fig. 66. Evolution de la densité d'énergie dégradée par déformation avant propagation du délaminage ou rupture du film intercalaire en fonction de la température.

Après essai, un écart résiduel entre les fragments de verre est constaté et indique une déformation résiduelle du film intercalaire, même à 20°C, alors que son comportement mécanique est présumé dans ce cas viscoélastique. La figure 67 montre un exemple de délaminage observé à 20°C et l'écart résiduel entre les fragments de verre.

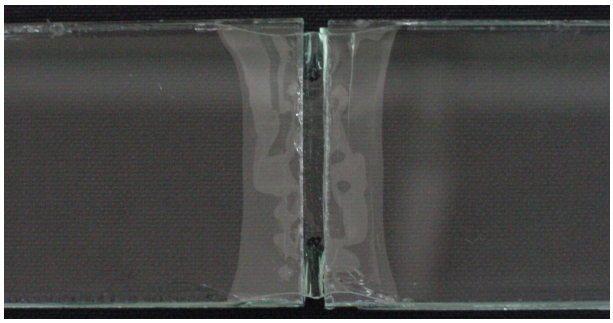


Fig. 67. Délaminage et écart résiduel entre les fragments de verre observés après essai de traction à 20°C sur éprouvette de verre feuilleté préfissurée.

Après sollicitation, au niveau de la partie délaminée, le polymère adhère de nouveau au verre conservant ainsi le film intercalaire sous sollicitation de traction et ne permettant pas au film de se relaxer totalement.

3.7. Influence du film polymère

Les mesures de densité d'énergie pour les trois films PVB commerciaux, testés précédemment en traction, montrent des résultats similaires (Fig. 68). Les différences constatées entre leurs énergies de déformation volumique ne sont pas aussi importantes ici. Pour expliquer ce résultat, on peut remarquer que les comportements mécaniques en traction de ces films intercalaires sont similaires pour des déformations nominales inférieures à 140 %

(Fig. 53 page 74) et que les forces maximales correspondantes à l'amorçage du délaminage sont du même ordre de grandeur (Fig. 69).

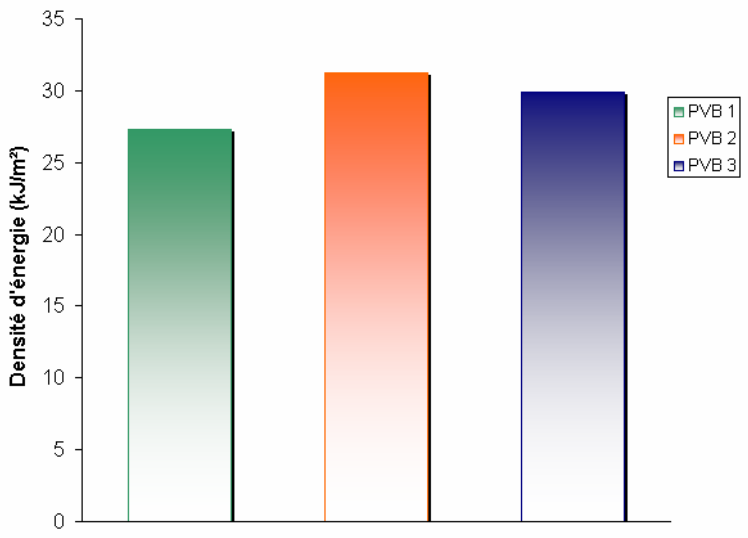


Fig. 68. Densité d'énergie dégradée par déformation avant propagation du délaminage pour trois PVB commerciaux à 20°C et 800 mm/min.

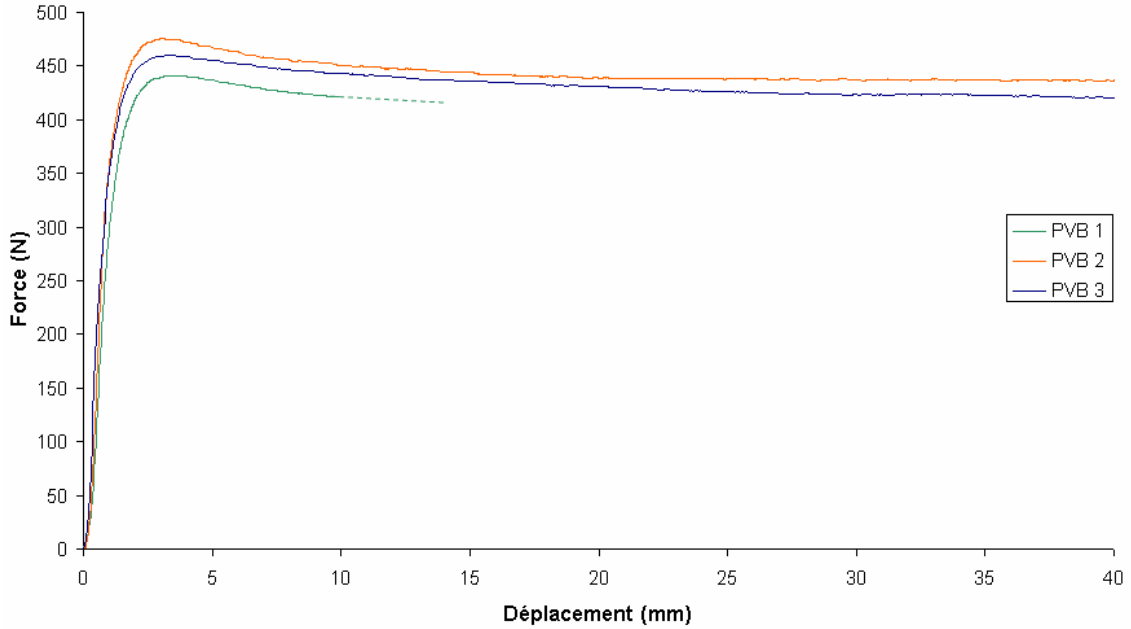


Fig. 69. Courbes force/déplacement mesurées à 20°C lors d'essais de traction sur éprouvettes de verre feuilleté préfissurées pour trois PVB commerciaux et pour une vitesse de sollicitation de 800 mm/min.

3.8. Lien avec le comportement sous impact

Nous cherchons ici à relier la mesure de la densité d'énergie à la résistance à la perforation d'un vitrage feuilleté. Pour cela, nous n'avons pas d'autres prétentions que de vérifier que les ordres de grandeurs des densités d'énergies mesurées sont cohérents avec l'énergie limite de perforation d'un assemblage feuilleté.

Dans ce but, des essais de choc à la bille ont été effectués sur un vitrage feuilleté 44.2 de 300 mm par 300 mm. La flèche maximale du vitrage feuilleté au cours de l'impact est mesurée indirectement par la mesure du déplacement du corps de choc. Les descriptions du

système d'impact et de mesure de déplacement seront exposées dans la troisième partie de ce mémoire. Les conditions de fixation du vitrage sont des couteaux circulaires de 280 mm de diamètre. Le projectile, en acier, a une forme sphérique (Ø 100 mm) et pèse environ 4 kg. Les essais ont été réalisés à 20°C. Dans ces conditions, l'énergie limite de perforation est d'environ 210 J (cf. Tab 1 page 60).

Pour associer la densité d'énergie mesurée à l'aide de l'essai de traction sur éprouvette de verre feuilleté préfissurée au comportement global du vitrage feuilleté sous impact, il est nécessaire de connaître le profil de fissuration créé. Ce profil dont nous avons donné les caractéristiques au chapitre 4 (§ 3. page 47), sera idéalisé en considérant la répartition des fissures radiales et orthoradiales observée après impact.

3.8.1. Schéma de fissuration idéalisé

A partir du profil de fissuration du vitrage feuilleté 44.2 après impact (Fig. 70), nous définissons un profil idéalisé prenant en compte la répartition spatiale des fissures radiales et orthoradiales. Pour un tel type d'impact, de la même manière que pour le résultat de l'essai normatif type EN 356, quatre zones de fissuration concentriques peuvent être définies. La première au niveau du point d'impact est constituée de très petits fragments et est donc parfois fortement délaminée. La deuxième est essentiellement constituée de fissures radiales. La troisième, délimitée par la zone de flexion provoquée par le projectile et les conditions de fixation, est constituée de fissures radiales et orthoradiales. Enfin la quatrième et dernière zone est essentiellement constituée de fissures radiales créées par flexion sous le point d'impact et qui se sont propagées jusqu'aux bords du vitrage.

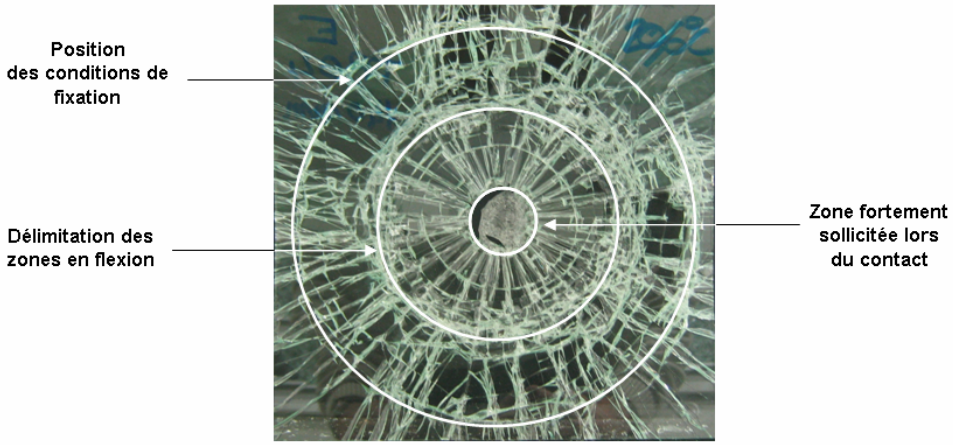


Fig. 70. Profil de fissuration d'un vitrage feuilleté 44.2 de dimension 300 mm par 300 mm fixé en appuis simples circulaires (Ø 280 mm) lors d'un impact de corps dur sphérique (Ø 100 mm) d'une masse de 4 kg à 9,2 m.s^{-1}.

A partir de ce faciès, est estimé le nombre de fissures radiales N_r et orthoradiales N_θ créées au sein des deux plis de verre. Les fissures sont supposées coïncidentes entre le pli de verre impacté et le pli de verre opposé à l'impact. Les autres paramètres sont le déplacement maximal δ du centre du vitrage au cours de l'impact et les rayons délimitant la première zone de fissuration au niveau du point d'impact r_1 et les conditions de fixation r_2.

Ce profil de fissuration idéalisé considère que les fissures radiales se sont propagées continûment du centre du vitrage à sa périphérie et que les fissures orthoradiales sont localisées dans une zone délimitée par les rayons r_1 et r_2 (Fig. 71).

Les hypothèses suivantes sont considérées :

- ✓ La variation de surface du vitrage est seulement due à la sollicitation du film intercalaire entre les fissures contenues en deçà des conditions de fixation.
- ✓ Les déplacements Δ_θ des fragments de verre au niveau des fissures orthoradiales sont uniformes.
- ✓ Les déplacements Δ_r des fragments de verre au niveau des fissures radiales varient des conditions de fixation r_2 jusqu'au niveau du point d'impact r_1. Ils sont considérés nuls au delà de r_2. La contribution des fissures radiales à la sollicitation du film intercalaire en deçà de r_1 est considérée négligeable.
- ✓ La distance d_θ séparant deux fissures orthoradiales consécutives est constante.
- ✓ L'angle θ_r séparant deux fissures radiales est constant.

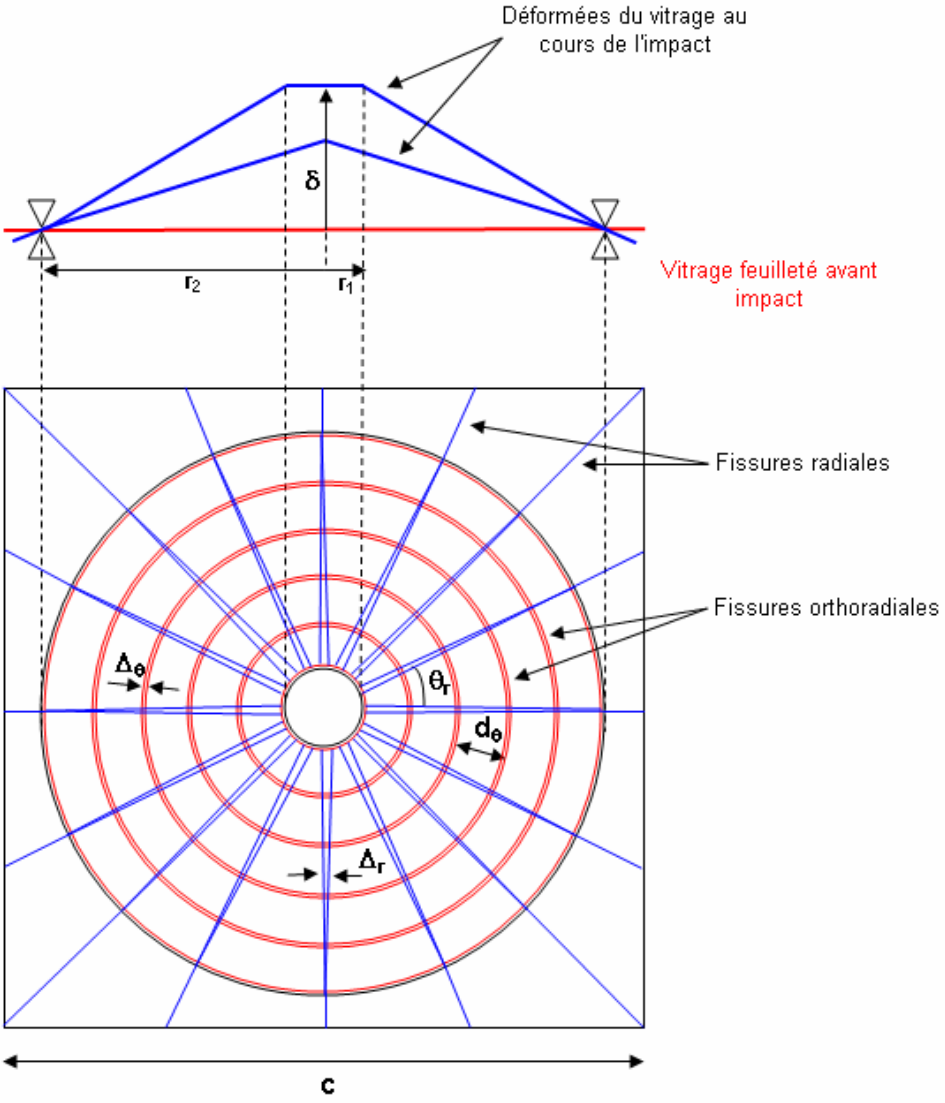


Fig. 71. Paramètres géométriques définissant la déformée et le profil idéalisé de fissuration du vitrage feuilleté.

La variation de surface ΔS du vitrage feuilleté est ainsi estimée :

$$\Delta S = \pi\left((r_1 + r_2)\sqrt{\delta^2 + (r_2 - r_1)^2} + r_1^2 - r_2^2\right) \tag{18}$$

Cette variation de surface est due à la variation de surface ΔS_r correspondante au déplacement $\Delta_r(r)$ des fragments de verre au niveau des fissures radiales et à la variation de surface ΔS_θ correspondante au déplacement Δ_θ des fragments de verre au niveau des fissures orthoradiales. En retranchant une fois les variations de surfaces communes à ΔS_r et ΔS_θ, nous obtenons :

$$\Delta S = \Delta S_r + \Delta S_\theta - N_r \Delta_\theta \sum_{i=0}^{N_\theta - 1} \Delta_r (r_2 - r_1 - i d_\theta) \tag{19}$$

En nous inspirant des travaux de Seshadri *et al.* [32], nous considérons un fragment triangulaire dont l'extrémité coïncide avec le centre du vitrage, qui se déplace de δ perpendiculairement au plan du vitrage et se fragmente au niveau des fissures orthoradiales (Fig. 72). Le calcul de $\Delta_r(r)$ est réalisé en ne considérant que des fragments triangulaires d'angle θ_r.

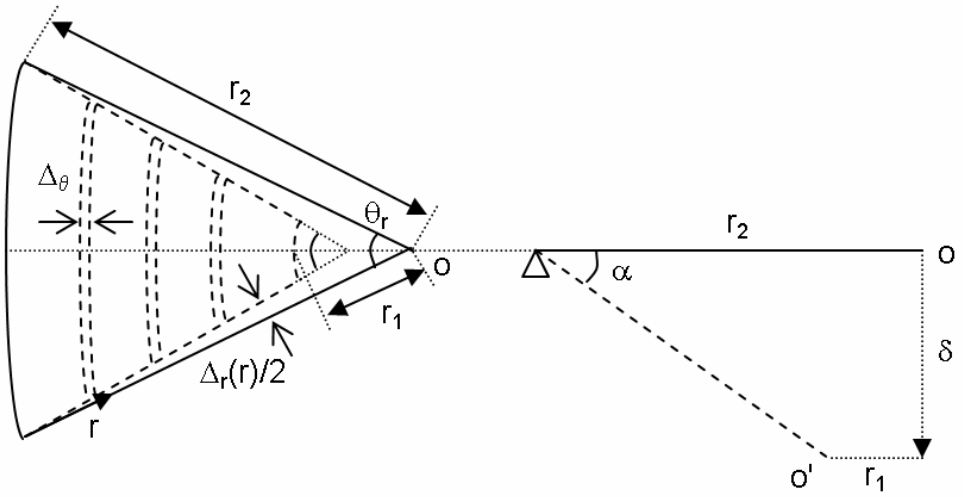


Fig. 72. Schématisation du déplacement d'un fragment triangulaire et de sa fragmentation.

Ainsi :

$$\Delta_r(r) = 2\frac{r \tan\theta (1 - \cos\alpha)}{\cos\alpha + \tan^2\theta} \tag{20}$$

où $\theta = \theta_r / 2$ et $\alpha = \arctan\left(\frac{\delta}{r_2 - r_1}\right)$ l'angle correspondant à la rotation du fragment autour des conditions de fixation pour une flèche de δ.

La variation de surface correspondante au déplacement Δ_r des fragments de verre au niveau des fissures radiales s'écrit :

$$\Delta S_r = (1/2) N_r (r_2 - r_1) \Delta_r (r_2 - r_1) \tag{21}$$

La variation de surface correspondante au déplacement Δ_θ des fragments de verre au niveau des fissures orthoradiales s'écrit :

$$\Delta S_\theta = \pi \sum_{i=0}^{N_\theta - 1} \left[(r_1 + id_\theta)^2 - (r_1 + id_\theta - \Delta_\theta)^2 \right] \tag{22}$$

où d_θ est la distance séparant deux fissures orthoradiales.

La longueur totale de fissures orthoradiales L_θ et la longueur totale de fissures radiales L_r sont aussi déduits des hypothèses précédentes, du nombre de fissures et des paramètres géométriques d_θ, r_1 et r_2 :

$$L_\theta = 2\pi \sum_{i=0}^{N_\theta - 1} (r_1 + id_\theta) \tag{23}$$

En négligeant l'effet des fissures radiales au delà de r_2 et en deçà de r_1, la longueur totale de fissures radiales est donnée par la relation :

$$L_r = N_r (r_2 - r_1) \tag{24}$$

Nous ne considérons dans la suite que l'influence des fissures radiales inscrites entre les cercles de rayons r_1 et r_2.

3.8.2. Evaluation de la résistance à la perforation

En considérant le profil de fissuration après impact de la figure 70 pour lequel $r_2 = 140\,\text{mm}$, nous en déduisons $N_r \approx 60$, $N_\theta \approx 6$, $r_1 \approx 20$ mm.
La flèche maximale δ a été mesurée à environ 80 mm, d'où $L_r \approx 7{,}2\,\text{m}$ et $L_\theta \approx 3\,\text{m}$.

L'énergie consommée par déformation au niveau des fissures radiales est supposée être équivalente à celle consommée pour un déplacement moyen Δ_r constant du point d'impact r_1 jusqu'au niveau des conditions de fixation : r_2. Il est pris égal à la moitié du déplacement maximal $\Delta_r (r_2 - r_1)$.

L'équation 20 donne : $\Delta_r = \dfrac{\Delta_r (r_2 - r_1)}{2} \approx 1{,}27\,\text{mm}$ et la résolution de l'équation 19 nous permet de déduire $\Delta_\theta \approx 1{,}21\,\text{mm}$.

Les déplacements relatifs entre les fragments au niveau des fissures radiales Δ_r et orthoradiales Δ_θ sont de l'ordre de grandeur de ceux mesurés avec l'essai de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées avant propagation du délaminage.

A chacun de ces déplacements, nous associons la densité d'énergie qui lui correspond mesurée lors d'un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée à 20°C et 1000 mm/min (Fig. 73). Le type de film intercalaire est identique pour l'essai d'impact et l'essai de traction.

Ainsi, pour $\Delta_r \approx 1{,}27\,\text{mm}$, la densité d'énergie vaut $dE_r \approx 8000\,\text{J/m}^2$ et pour $\Delta_\theta \approx 1{,}21\,\text{mm}$, $dE_\theta \approx 7300\,\text{J/m}^2$.

Nous pouvons donc calculer l'énergie théorique dégradée par déformation. En considérant les densités d'énergie précédentes à 20°C et 1000 mm/min, nous avons :

$$E = (dE_r L_r + dE_\theta L_\theta) e_{PVB} \approx 60\,\text{J} \tag{25}$$

où e_{PVB} est l'épaisseur du film intercalaire, 0,76 mm dans notre cas.

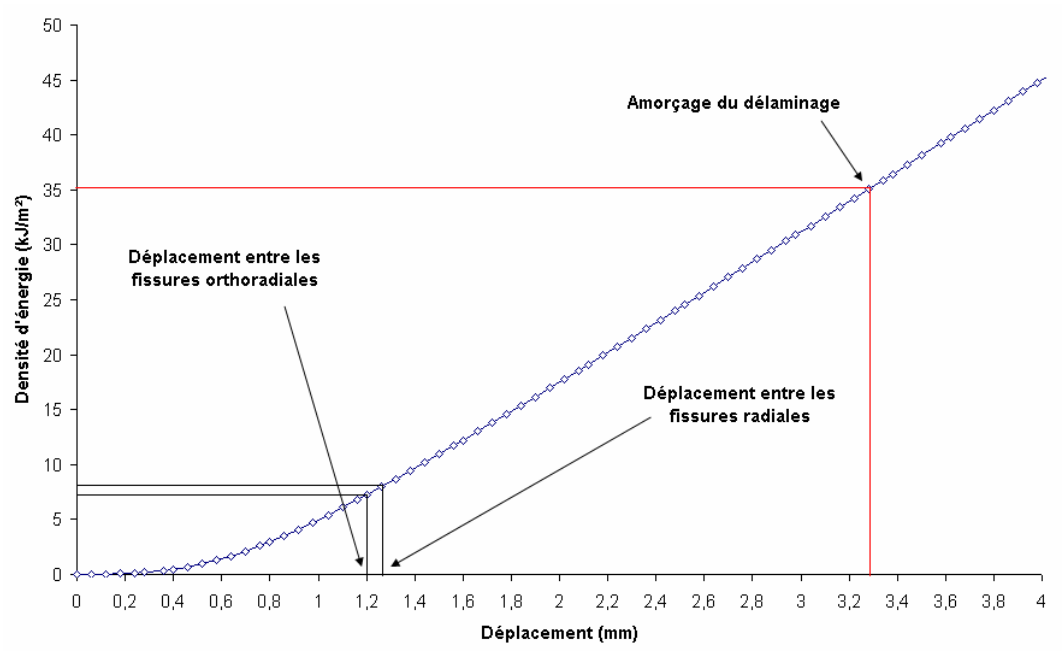


Fig. 73. Evolution de la densité d'énergie mesurée lors d'un essai de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée 44.2 à 20°C et 1000 mm/min en fonction du déplacement relatif entre les fragments.

Cette énergie est environ 3 fois plus faible que l'énergie incidente qui a été entièrement dégradée par le vitrage lors de l'impact. Ceci est logique vu que la densité d'énergie doit croître avec la vitesse de sollicitation.

Si pour ce profil de fissuration donné ($L_r \approx 7{,}2$ m et $L_\theta \approx 3$ m), nous considérons maintenant la densité d'énergie mesurée avant propagation du délaminage à 1000 mm/min et à 20°C, soit : $dE \approx 35$ kJ/m².

L'énergie limite de perforation théorique pour ce vitrage feuilleté serait de :

$$E = dE(L_r + L_\theta)e_{PVB} \approx 270 \text{ J} \tag{26}$$

soit environ 1,3 fois l'énergie limite de perforation mesurée expérimentalement : 210 J.

Dans ce cas, l'énergie limite de perforation est surestimée et ce, pour une densité mesurée à 1000 mm/min. Cet écart peut s'expliquer par l'hypothèse d'uniformité des déplacements, le pas constant entre les fissures orthoradiales et le fait que nous ne prenons pas en compte l'endommagement du film.

Bien entendu, ces résultats sont fortement dépendants des hypothèses faites sur le nombre de fissures et sur l'uniformité des déplacements et des vitesses de sollicitation. Cependant, les ordres de grandeur sont respectés et cette application numérique montre l'intérêt de la caractérisation de la capacité de dégradation d'énergie d'un assemblage feuilleté par l'essai annexe de traction sur éprouvette préfissurée.

Une analyse plus fine du profil de fragmentation, du champ des déplacements et des vitesses de déplacements des fragments entre eux, permettrait d'affiner ce résultat en considérant une densité d'énergie mesurée pour des vitesses de chargement plus importantes.

Mais le profil de fissuration, fortement dépendant des propriétés du film intercalaire nécessiterait à chaque nouvel assemblage de modifier le profil idéalisé.

4. Synthèse

Après avoir défini les mécanismes responsables de la dégradation de l'énergie au cours d'un impact de corps dur, nous avons confirmé la faible part d'énergie représentée par la fissuration du verre.

L'importance de considérer conjointement les mécanismes de déformation du film intercalaire et de délaminage à l'interface verre/polymère a été montrée.

Un essai quasi statique de traction sur éprouvette feuilletée préfissurée a été défini pour représenter localement le comportement des vitrages feuilletés sous impact.

La capacité d'un assemblage feuilleté à dégrader de l'énergie a ainsi été quantifiée en fonction de la vitesse et de la température.

La méthodologie de caractérisation a montré sa pertinence pour estimer globalement la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

Cependant, il reste à affiner cette estimation par la quantification en dynamique de la capacité du film intercalaire à dégrader de l'énergie en grandes déformations et en situation confinée et en étudiant l'influence du profil de fissuration sur la dissipation globale d'énergie.

Pour une plus grande précision du comportement des vitrages feuilletés et de leur endommagement, la prise en compte des paramètres limitant la déformation du film intercalaire sera nécessaire, que se soit la résistance en traction, la résistance à la déchirure des films intercalaires ou leur capacité à résister à l'indentation des fragments de verre.

Enfin, une compréhension plus fine des mécanismes dissipatifs à l'interface, du mode de rupture (rupture de liaisons hydrogènes et influence des sels modérateurs) ainsi qu'une description du comportement macroscopique en grandes déformations du polymère en fonction de la température et de la vitesse de déformation permettront de définir les propriétés mécaniques optimales du film intercalaire assurant la meilleure dégradation d'énergie.

Troisième Partie

Méthodologie énergétique incrémentale et dispositif expérimental associé

Si, à basse vitesse et plus particulièrement avant endommagement, le comportement des vitrages feuilletés sous impact peut être décrit de manière précise par modélisation numérique en la couplant à une approche probabiliste [8, 9], la prise en compte des mécanismes de rupture (fragile et ductile) et des grandes déformations viscoélastiques n'est pas aisée. La description du comportement des vitrages feuilletés à l'aide des éléments finis doit non seulement décrire globalement l'évolution de la fissuration du verre, de la déformation et de la rupture du film intercalaire mais aussi être capable de représenter localement l'endommagement (fragmentation, délaminage, déchirure). Les échelles de temps associées à ces mécanismes sont de plus très variables. En effet, la fissuration se propage dans le verre à 1500 $m.s^{-1}$ et la durée totale de l'impact de corps dur est de l'ordre de plusieurs dizaines de millisecondes.

En conséquence, l'approche envisagée par notre étude est axée sur la compréhension des mécanismes régissant le processus d'impact et sur la description et la quantification expérimentale de la réponse des vitrages feuilletés sous impact perforant. Cette approche est justifiée dans un premier temps par la complexité des mécanismes en jeu et leur interdépendance.

Ensuite, la méthodologie utilisée est présentée, ainsi que le principe du dispositif expérimental associé. Les étapes de la conception de ce dernier sont décrites et les choix faits lors de son élaboration validés.

Avant-propos

Choix d'une approche globale énergétique expérimentale

Les mécanismes responsables de la dissipation de l'énergie cinétique incidente ont été définis par un bilan énergétique (cf. Chap. 5 page 57). Les principaux mécanismes sont la fragmentation du verre, le délaminage à l'interface verre/film polymère, la déformation du film entre les fragments de verre et enfin l'amorçage et la propagation de déchirures au sein du polymère permettant le passage du corps de choc.

En nous basant sur les phénomènes physiques qui régissent ces mécanismes, nous montrerons la difficulté de modéliser numériquement l'impact perforant sur vitrage feuilleté et nous définirons ensuite l'approche énergétique proposée.

1. Fragmentation du verre

La fragmentation du verre est le premier mécanisme d'endommagement qui survient lors de l'impact (le projectile est considéré indéformable).

Le verre recuit (n'ayant pas subit de traitement thermique ou chimique de renforcement) ne présente pas de bonnes caractéristiques à l'impact, malgré une résistance en compression très élevée (~ 1 GPa). Nous avons vu que le verre cède généralement en flexion pour de faibles contraintes (~ 40 MPa).

La fragmentation du verre survient donc très tôt pendant l'impact (après seulement quelques microsecondes) [55]. La contribution du verre pour des impacts définis par les normes EN 356 et EN 12600 se limite principalement à sa résistance en flexion. Contrairement à l'impact par balles, où le comportement en compression intervient [51], le verre n'influe pratiquement pas dans la décélération du projectile.

Cependant, pour des propriétés mécaniques et physico-chimiques du polymère fixées, c'est le profil de fissuration du vitrage qui conditionne la dissipation d'énergie par déformation du film intercalaire entre les fragments de verre [69]. En effet, c'est le réseau de fissures créé dans les premiers instants de l'impact qui définit la répartition des efforts.

Ainsi, si l'on souhaite représenter numériquement le comportement des vitrages feuilletés, il est nécessaire de prévoir le faciès de rupture des plis de verre et de modéliser explicitement les fragments par la structure. Ce qui conduit à représenter la fissuration du verre par éléments finis. Soit par l'emploi d'éléments finis sécables de type « Smoothed Particle Hydrodynamics » (SPH) [81, 82] ou par décohésion d'éléments finis [83, 84] (Fig. 74). Une alternative consisterait à négliger l'influence des plis de verre en modélisant numériquement un profil particulier de fissuration [32]. Ces méthodes ont pour conséquence une forte dépendance du modèle soit à la taille des éléments finis ou au profil idéalisé de fissuration et donc au maillage, soit à un processus de tirage aléatoire [13].

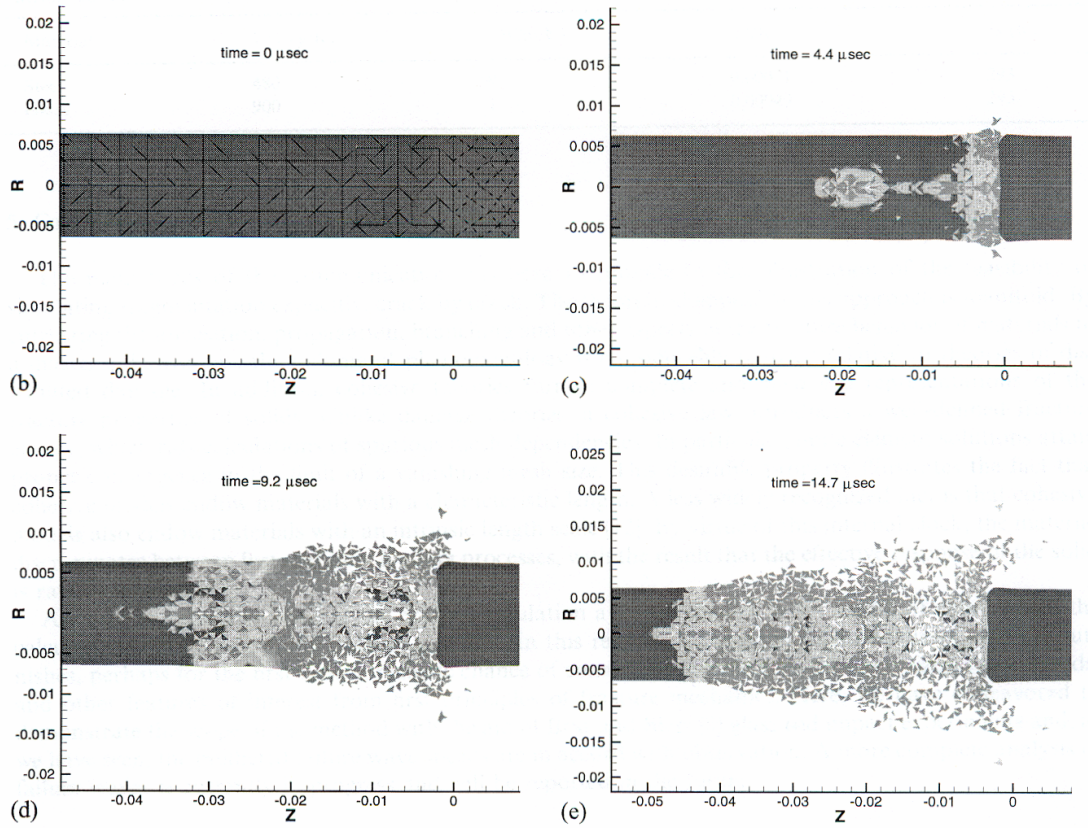


Fig. 74. Fragmentation représentée explicitement lors de l'impact d'un cylindre en acier sur une baguette de verre (12,7 mm de diamètre, 170 mm de long) à 210 m.s^{-1}. La séparation des éléments finis est régie par une loi cohésive (d'après [84]).

2. Interface verre/film polymère

Nous venons de considérer la modélisation numérique de la fragmentation de manière isolée. Les mécanismes d'interaction entre le film intercalaire et les plis de verre dus aux caractéristiques adhésives de l'assemblage n'ont pas été envisagés.

En effet, la fragmentation conduit au cours de l'impact à un délaminage local qui permet de solliciter le film intercalaire entre les fragments de verre [69]. Nous avons vu précédemment que la sollicitation du film polymère au cours de la déformation du vitrage feuilleté était conditionnée par les propriétés adhésives. En fonction de la largeur initiale de film délaminée entre les fragments de verre, l'état de déformation sera variable.

De plus, au vu des recherches effectuées dans le domaine de la caractérisation des assemblages collés, il est clair que les mécanismes de déformation et de délaminage sont couplés [64]. Pour rendre compte numériquement du délaminage, il faut donc séparer ces contributions, notamment par l'utilisation d'éléments de cohésion auxquels est associé une énergie de rupture [80].

On comprend bien que dans ce cas aussi, l'effet d'échelle est important et que la « frontière » entre mécanismes dissipatifs macroscopiques dans le volume du polymère et mécanismes dissipatifs microscopiques au niveau de l'interphase n'est pas clairement définie.

3. Déformation et rupture du film intercalaire

Enfin, une fois modélisé les mécanismes précédents (fragmentation, délaminage), il est nécessaire de décrire le comportement en grandes déformations du film polymère et sa rupture.

Les largeurs de film délaminé par unité de longueur de fissure sont difficilement quantifiables car le délaminage n'est pas visible à l'œil nu. Le délaminage à l'interface verre/film au niveau des fissures peut être considéré en toute rigueur très inférieur au millimètre de part et d'autre de la fissure. Or les déplacements engendrés lors de l'impact sont importants. L'expérience montre que la flèche du vitrage feuilleté cassé peut atteindre 10 cm. Nous avons donné précédemment à partir d'un schéma idéalisé de fissuration des ordres de grandeurs de déplacements relatif des fragments entre eux. Ceci nous conduit à donner des ordres de grandeur de déformation du film intercalaire du niveau de la centaine de pour cent.

Ces déformations sont certes surestimées mais il ne semble pas incohérent de considérer que le film intercalaire est sollicité en grandes déformations. De plus, le comportement du film variant considérablement avec la température, il faut prévoir son comportement dans le cas viscoplastique, viscoélastique non linaire et caoutchoutique.

Enfin, nous avons indiqué que la résistance en traction ne semble pas être la seule cause de la rupture du film. Le profil des fragments de verre recuit peut amorcer une déchirure sous le point d'impact par poinçonnement. Il est donc nécessaire de décrire ce phénomène qui semble être un des ultimes paramètres de la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

En conclusion, une modélisation numérique de l'impact perforant nécessiterait de prévoir le faciès de fissuration des plis de verre et le comportement propre à chacun des fragments numériques résultant de cette rupture. Cela implique, une modélisation par éléments sécables difficile à mettre en œuvre et fortement dépendante de la taille des éléments finis. De plus, il est nécessaire d'établir les interactions entre les deux mécanismes en compétition à savoir le délaminage et la sollicitation en grandes déformations du film intercalaire polymère conduisant à la création et à la propagation de déchirures.

Pour toutes ces raisons, la méthodologie utilisée pour comprendre et décrire la perforation des vitrages feuilletés est basée sur une approche phénoménologique énergétique dite *incrémentale*. Il s'agit de discrétiser expérimentalement le bilan énergétique global de l'impact et de quantifier les phénomènes mécaniques responsables de la dissipation d'énergie incidente du corps de choc.

4. Méthodologie incrémentale

L'objectif de cette analyse est de suivre l'évolution des mécanismes dissipatifs d'énergie et de définir les conditions d'initiation et d'évolution de l'endommagement. La méthodologie généralement utilisée consiste à faire varier les conditions initiales. Cependant, elle ne permet pas de décrire de manière rigoureuse l'évolution de l'endommagement pour une même masse et une même vitesse de projectile.

Une alternative à cette technique est l'utilisation de moyens optiques tel que la vidéo rapide mais l'identification et la quantification de phénomènes dynamiques n'est pas aisée. Si la vidéo rapide peut aider à la quantification globale de l'impact, les phénomènes de fissuration et de déchirure initiés localement sont difficilement observables et nécessitent des moyens techniques importants.

Le parti pris de cette étude a été alors de développer un banc d'essais d'impact interrompus, dans le même esprit que ceux mis en place par Lataillade *et al.* en statique (traction) et en dynamique (barres de Hopkinson) pour décrire le comportement à l'impact d'un matériau composite à fibres de verre et matrice Epoxy [85].

Ce banc d'essai, dit *incrémental*, permet d'arrêter le corps de choc lors de la perforation de la cible. Ainsi, pour une même énergie incidente, ce banc permet de faire varier la distance de perforation de l'impacteur dans la cible (distance entre la face impactée du vitrage feuilleté et l'extrémité de l'impacteur en fin de course) et donc de suivre l'évolution de l'endommagement et la variation d'énergie correspondante (Fig. 75). La difficulté est alors de minimiser le temps de contact entre la butée et le corps de choc.

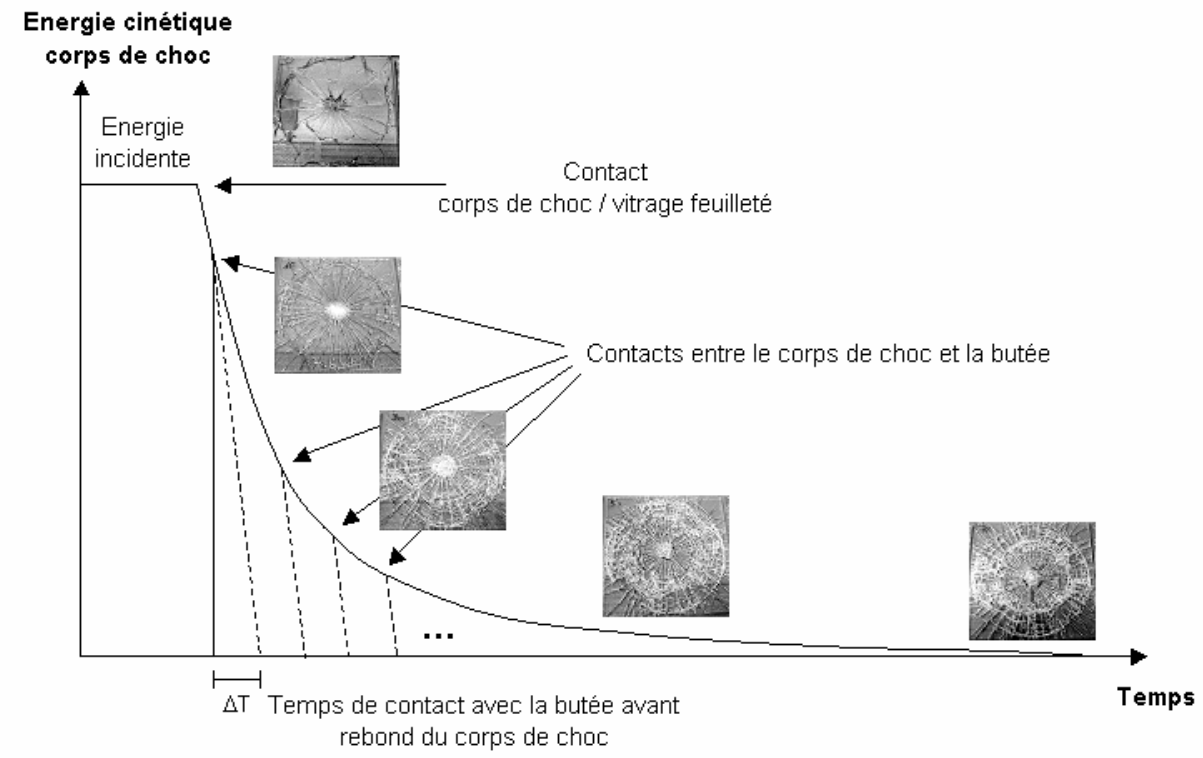


Fig. 75. Discrétisation expérimentale de l'endommagement et de l'évolution de l'énergie cinétique au cours d'un impact.

Chapitre 6

Principe et définition du banc incrémental

1. Principe général

Le principe de fonctionnement de ce banc d'essai (Fig. 76) s'inspire du dispositif d'impact avec barres de Hopkinson utilisé par Bouzid *et al.* [55] pour étudier l'évolution de l'endommagement de plaques de verre.

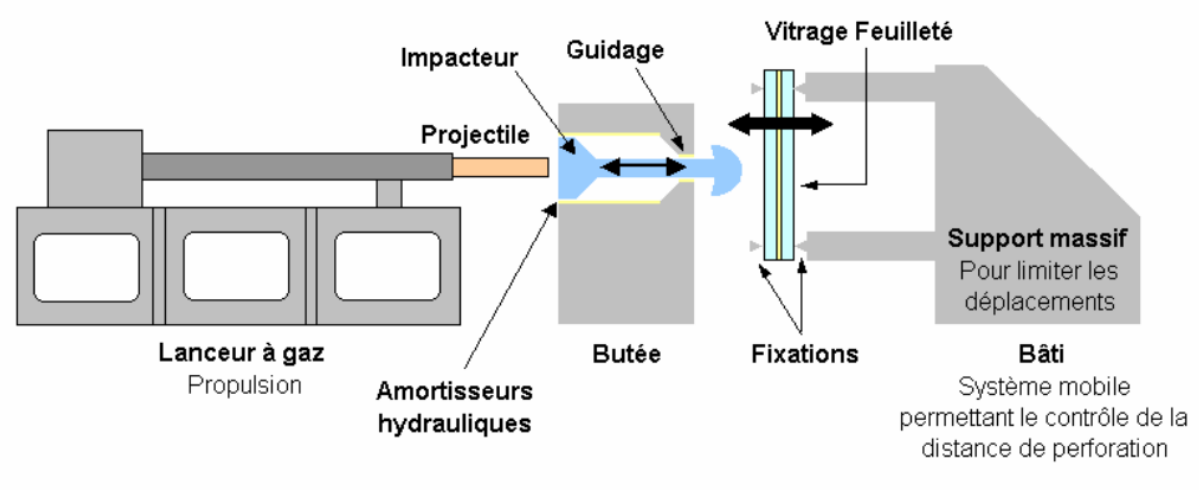


Fig. 76. Schéma de principe du banc incrémental.

Il consiste à propulser à l'aide d'un canon à air comprimé une barre cylindrique ou *projectile* qui met en mouvement (transfert de quantité de mouvement) un *impacteur* qui impacte le vitrage feuilleté (Fig. 76 et 77). La vitesse de l'impacteur dépend de celle du projectile que nous pouvons faire varier de 5 à plus de 15 $m.s^{-1}$.

L'impacteur d'une masse de 4 kg (masse qui peut varier en fonction de la nature du contact que l'utilisateur souhaite utiliser : dur, mou, pointu ou émoussé) se déplace sur une distance fixe de 150 mm, position à laquelle il rencontre une butée.

Le choc quasi élastique qui en résulte, fait rebondir l'impacteur qui est ensuite arrêté à l'aide d'amortisseurs hydrauliques. L'impacteur étant toujours arrêté à la même position, à quelques millimètres près (fonction de son allongement lors de l'arrêt), la distance de perforation varie en positionnant au 10ème de millimètre près et sur un intervalle de 0 à 250 mm, le vitrage feuilleté par rapport à l'extrémité de l'impacteur en position initiale.

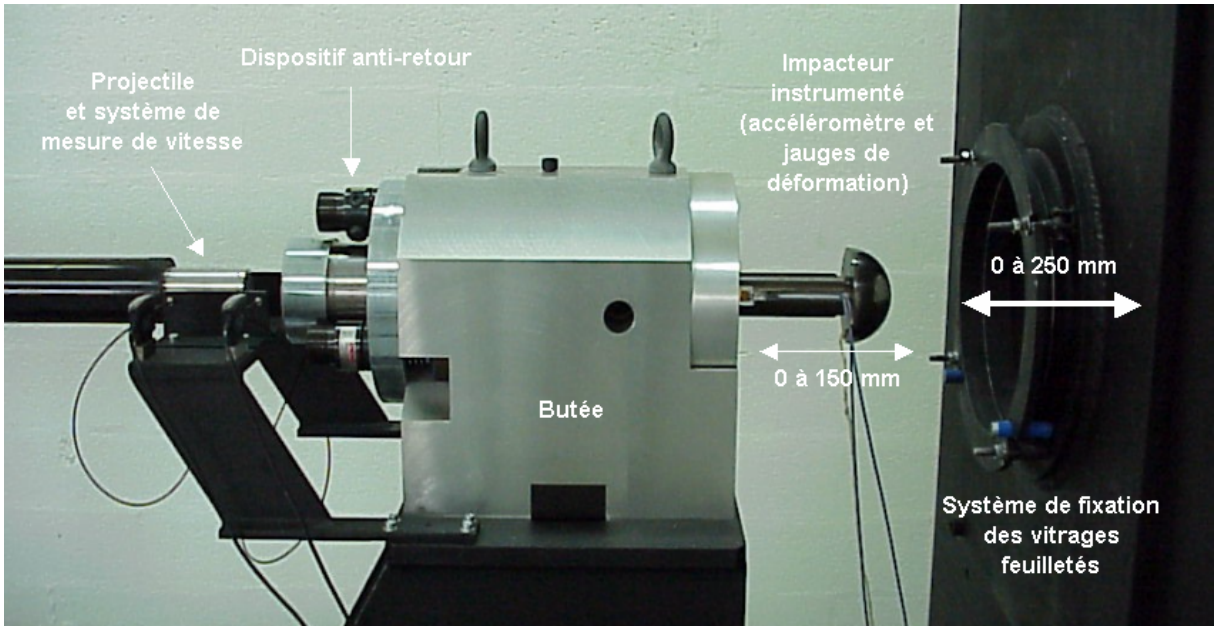


Fig. 77. Photographie du banc incrémental : système d'arrêt, projectile et barrière de vitesse, impacteur instrumenté et système de fixation des vitrages.

2. Choix d'une représentation

Lors de la définition du banc d'essai, l'objectif principal était de nous rapprocher au maximum des conditions d'impact définies par les essais normatifs EN 356 et EN 12600. Il s'agissait donc de pouvoir considérer plusieurs natures de contact (surface, matériaux) et de dimensions de vitrages.

Il a été retenu l'idée qu'un banc horizontal de test d'impact permettrait de solliciter les vitrages feuilletés dans une gamme d'énergie beaucoup plus importante que celle permise par les différents outils expérimentaux actuellement en place au Centre de Développement Industriel de Saint-Gobain Glass (tours de choc de 2 et 13 m et choc pendulaire d'une hauteur maximale de 1,2 m pour choc mou).

Les énergies incidentes, le type de contact, la géométrie de la zone d'impact et les dimensions du vitrage feuilleté conditionnent le domaine d'application de ce banc d'essai.

Les énergies mises en jeu par les essais normatifs EN 356 (choc à la bille) et EN 12600 (choc mou pendulaire) sont de l'ordre de 60 à 600 J pour des masses de projectiles de 4 et 50 kg, soit des vitesses de 2 à 13 $m.s^{-1}$. Cette gamme de vitesse se limite de 5 à 13 $m.s^{-1}$ si seule la norme EN 356 est considérée. Les contacts peuvent être durs ou mous et les zones d'impact atteindrent 80 cm² (forme circulaire pour le choc à la bille) ou 800 cm² (forme rectangulaire pour le choc pendulaire). Les dimensions des vitrages testés sont 1100 mm par 900 mm pour le choc à la bille et 1938 mm par 876 mm pour le choc pendulaire.

Les grandes dimensions des vitrages testées nous ont conduit à définir une configuration d'impact plus facilement répétable. Celle-ci reprend la géométrie de la bille utilisée comme corps de choc lors de l'essai normatif EN 356 (classes P1A à P2A) et considère des vitrages carrés de 300 mm de côté fixés à l'aide de couteaux circulaires (cf. Chap. 4 § 2. page 46). Il

est à noter que ce type d'impact est plus sévère que les essais normatifs car le vitrage feuilleté a moins la possibilité de se déformer.

3. Spécifications fonctionnelles et technologiques

3.1. Propulsion

Nous avons vu dans la première partie de ce mémoire que trois dispositifs étaient couramment utilisés pour étudier expérimentalement l'impact : les tours de chute, les catapultes et les lanceurs à gaz. Deux raisons principales nous ont poussé à choisir ce dernier type de propulsion. La première est la gamme de sollicitation permise par ce dispositif. Il couvre parfaitement la gamme d'énergie que nous souhaitons utiliser : 2 à 4 kg propulsé de 5 à 20 $m.s^{-1}$. De plus, c'est un instrument reproductible, flexible et ouvert qui peut propulser des masses de quelques grammes à plusieurs kilogrammes à des vitesses de quelques mètres par seconde à plusieurs centaines de mètres par seconde. Enfin, il est d'un encombrement réduit et permet de contrôler la trajectoire du projectile.

3.2. Dimensions et positionnement des éprouvettes

3.2.1. Distance et durée de la perforation

Le banc incrémental doit permettre de discrétiser expérimentalement l'impact. De la même manière qu'un schéma numérique est discrétisé en temps, le banc d'essai définit, pour un temps de perforation donné, l'état d'endommagement du vitrage feuilleté et la variation d'énergie qui y correspond. Cependant, le temps de perforation varie suivant les conditions initiales (masse, vitesse, géométrie, matériaux) et le type de vitrage (empilement, propriétés des matériaux). Nous avons donc choisi de discrétiser l'impact en espace en jouant sur la distance de perforation qui sera alors le paramètre de notre schéma incrémental.

Afin de dimensionner le banc d'essai d'impact, il a fallu identifier un ordre de grandeur de la distance pour laquelle un vitrage est traversé. Pour cela, dans la configuration d'impact définie précédemment, nous avons filmé à l'aide d'une caméra vidéo rapide (2000 images/s) l'impact d'une bille d'acier de 4 kg chutant de 6 m sur un vitrage feuilleté 44.2. La vitesse de la bille avant impact est donc de 10,85 $m.s^{-1}$ et l'énergie incidente garantit la perforation du vitrage car supérieure à l'énergie limite de perforation du vitrage (~ 210 J).

Nous avons considéré le vitrage traversé pour un déplacement de 150 mm correspondant approximativement à un temps de perforation de 15 ms après contact entre le corps de choc et le vitrage. Ainsi, la distance sur laquelle l'impacteur peut être arrêté a été définie à 150 mm.

Au repos, l'impacteur est immobile puis est mis en mouvement par un projectile. L'impacteur se déplace ensuite sur la distance fixe de 150 mm définie précédemment et au bout de cette course rencontre une butée. La distance de perforation (incrément en espace) est définie en positionnant le vitrage feuilleté par rapport à l'impacteur en position initiale (Fig. 78). Le positionnement du vitrage feuilleté peut être réglé au dixième de millimètre près sur une distance de 250 mm.

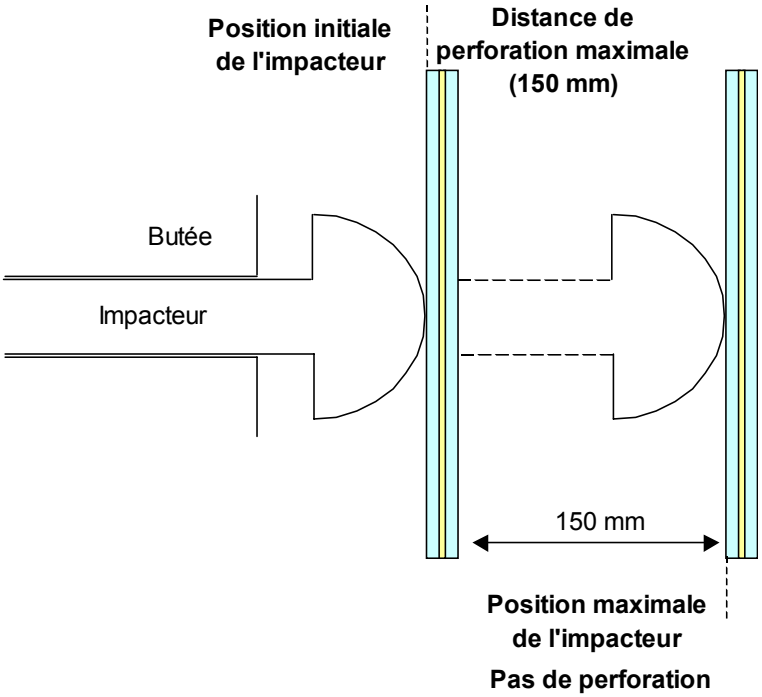


Fig. 78. Positions extrêmes du vitrage feuilleté par rapport à l'impacteur et distances de perforation associées.

3.2.2. Conditions de fixation et de serrage

Les conditions de fixation sont celles définies au paragraphe 2 du chapitre 4 (page 46). Ce sont des couteaux circulaires de 280 mm de diamètre dont le rayon au sommet, de 1 mm, est usiné au dixième de millimètre. La forme de ces couteaux permet de se rapprocher de conditions de contact en appui simple et permettent une bonne reproductibilité. Ce système permet de fixer les déplacements transversaux tout en laissant libres les rotations dans les premiers instants de l'impact. Les conditions de serrage sont maîtrisées à l'aide d'une clef dynamométrique à 10 N.m.

3.2.3. Succession d'impacts

L'essai normatif associé à la norme EN 356 (classe P1A à P5A) définit que la bille doit impacter trois fois (voire neuf fois pour la classe P5A) le vitrage feuilleté testé. Les trois points d'impact forment un triangle équilatéral de 130 mm de côté. Dans la conception du bâti de fixation des vitrages feuilletés, il a été prévu de pouvoir ajouter un système de fixation rectangulaire permettant de tester des vitrages 1100 mm par 900 mm comme défini par la norme. Ce système a été conçu pour faire varier la position du point d'impact. Cependant, il n'a pas été utilisé dans cette étude et nous n'avons pas pris en compte la succession d'impact dans notre analyse. Le comportement du vitrage feuilleté soumis à des impacts successifs dépend principalement du niveau d'endommagement : état de fissuration, délaminage, déchirure du film intercalaire (résistance à la déchirure) et de la capacité du film à pourvoir se relaxer : temps de relaxation, comportement du film, déformations plastiques …

3.3. « Conditions d'arrêt »

La notion de discrétisation expérimentale nécessite d'arrêter la progression du corps de choc au cours de l'impact. Ainsi, pour un niveau de chargement donné peut être défini le niveau d'endommagement.

3.3.1. « Temps d'arrêt »

L'arrêt d'un projectile est une question récurrente dans la protection des biens et des personnes. S'il est souvent plus facile de dissiper de l'énergie par déformation et par endommagement, les temps nécessaires à l'arrêt du projectile sont longs. L'impact perforant sur vitrage feuilleté dans la configuration décrite au paragraphe 3.2.1, dure environ 15 ms. Si nous souhaitons discrétiser l'impact en 10 incréments de 1,5 ms chacun, le temps d'arrêt doit être de l'ordre de quelques microsecondes. De plus, pendant ce temps d'arrêt, le projectile continue d'interagir avec la cible.

L'objectif est donc de minimiser le temps d'arrêt et d'utiliser un matériau qui ne s'endommagerait pas de manière excessive. En effet, ce dernier nécessiterait d'être remplacé après chaque essai pour garantir la reproductibilité.

3.3.2. Condition de rebond

En conséquence, nous avons considéré que la dissipation totale de l'énergie incidente n'était pas une solution viable. A l'opposé, la restitution la plus rapide possible, lors du contact avec la butée, de l'énergie cinétique du projectile permettrait d'obtenir un temps d'interaction avec le vitrage le plus court possible pour un minimum de déformation de l'impacteur (c'est à dire de déplacement). L'idée est donc de se rapprocher au maximum d'un contact élastique entre l'impacteur et la butée et que la vitesse résiduelle de l'impacteur après rebond soit proche de sa vitesse initiale.

Afin de dimensionner l'impacteur et le système d'arrêt, nous avons donc cherché un compromis entre surfaces de contact, propriétés mécaniques des matériaux en contact (limite élastique, rigidité, élasticité), géométries des pièces évitant les concentrations de contrainte et temps de contact.

3.4. Projectile et impacteur

3.4.1. Dimensions, masses et matériaux

Les contraintes de dimensionnement du projectile et de l'impacteur sont de deux natures. La plus primordiale est la masse. En effet, nous souhaitions garder la masse, la forme et le matériau de la bille définie par l'essai normatif de la norme EN 356 (classes P1A à P2A). De plus, l'impacteur doit pouvoir changer d'embout afin de faire varier si besoin la nature et la surface du contact ainsi que la masse. Enfin, la contrainte fixée par la distance maximale de perforation du vitrage (150 mm) limitait la longueur de l'impacteur.

La contrainte de masse couplée à la distance de perforation, nous a conduit à considérer deux matériaux pour l'impacteur. D'une masse totale de 4 kg, il est constitué d'un corps cylindrique en aluminium sur lequel est vissée une demi sphère en acier de 60-65 HRC de dureté et de 100 mm de diamètre (Fig. 79).

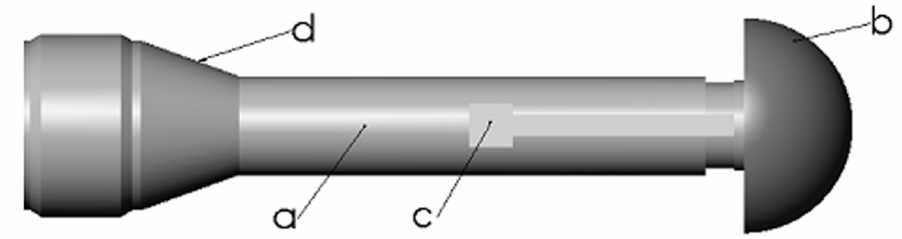


Fig. 79. Impacteur utilisé pour les impacts interrompus. a) corps en aluminium, b) embout en acier, c) emplacement des jauges de déformations, d) cône d'arrêt sur lequel est déposée une couche de 3/10ème d'épaisseur de polyuréthane.

Des méplats pour des jauges de déformation ont été réalisés pour mesurer les allongements subis par l'impacteur lors du contact avec la butée.

Le choix de l'aluminium a été guidé par sa densité relativement faible par rapport à l'acier (2,8 kg.m^{-3} contre 7,8 kg.m^{-3}) et ses bonnes caractéristiques mécaniques de résistance à la traction.

En effet, le choix d'utiliser un cône comme butée implique une sollicitation importante en traction du corps de l'impacteur.

L'optimisation de l'angle du cône, du diamètre du corps et de la partie arrière de l'impacteur a été réalisée, avant toute fabrication, à l'aide du code de calcul explicite en dynamique non linéaire ou hydrocode AUTODYN [86] (Fig. 80 et 81) (voir refs. [87-89] pour plus de détails sur le fonctionnement des hydrocodes).

Les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie sont résolues explicitement en représentation Lagrangienne. Le pas de temps Δt est choisi afin de respecter la condition de Courant-Friedrichs-Lewy :

$$\Delta t \leq \frac{\Delta x}{c} \tag{27}$$

où c est la vitesse du son dans le matériau, Δx le pas de discrétisation en espace.

Cette condition traduit le fait que les schémas numériques explicites de résolution sont stables si le pas de temps est inférieur au temps de propagation d'une onde acoustique se propageant dans le matériau entre deux points de discrétisation. Cette condition est modifiée lorsqu'il est défini une viscosité artificielle pour traiter le phénomène de propagation d'onde de choc [87].

Les matériaux (aluminium et acier) sont considérés élastiques parfaitement plastiques. Leur limite élastique en traction est renseignée et le critère de plasticité est celui de Von Mises. L'équation d'état des matériaux est considérée linéaire ; elle relie la pression à la variation de densité du matériau par le coefficient de compressibilité.

Tout en conservant la masse de 4 kg, le diamètre du corps a été modifié pour augmenter la résistance en traction du corps en aluminium. De même, l'angle du cône a été optimisé pour éviter les concentrations de contraintes tout en conservant une surface de contact suffisante. La butée est en aluminium ; de la même nuance que celle définie pour le corps de l'impacteur. La limite élastique en traction de l'aluminium utilisé est de 520 MPa ; la contrainte à rupture en traction est d'environ 570 MPa.

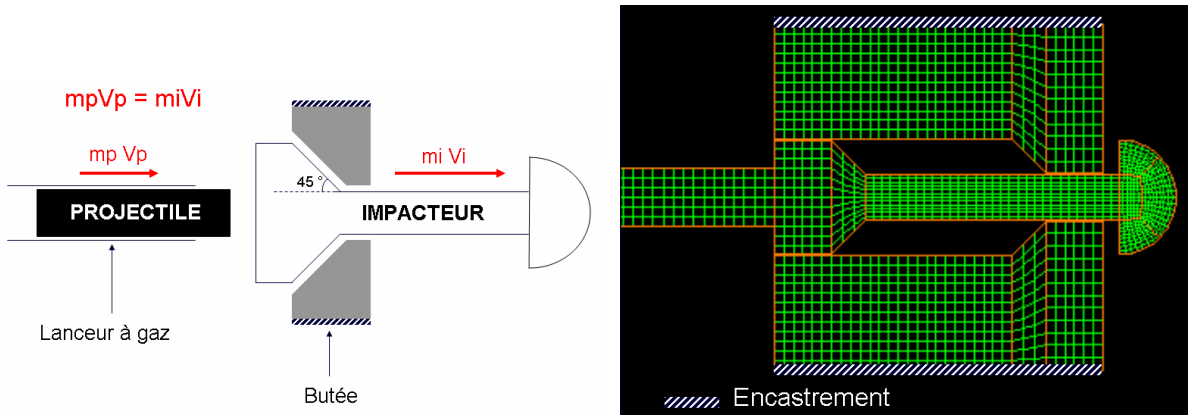


Fig. 80. Modèle 2D axisymétrique et maillage associé utilisés pour optimiser la géométrie de l'impacteur et pour obtenir les ordres de grandeur des déformations radiales et axiales lors du contact avec la butée.

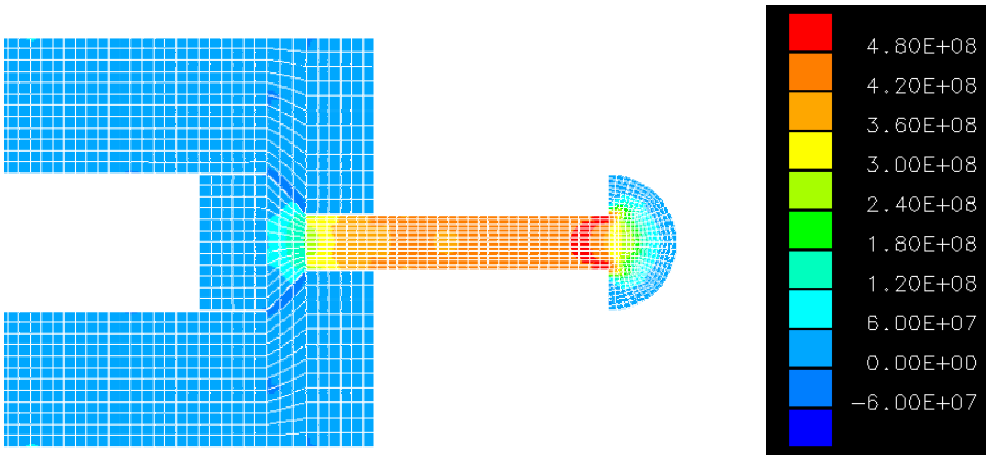


Fig. 81. Evaluation de la contrainte principale dans la direction 1 en Pa (sens de déplacement de l'impacteur) pour une vitesse de l'impacteur de l'ordre de 25 m.s^{-1}. Modèle 2D axisymétrique.

Le calcul éléments finis a permis de fixer des ordres de grandeurs des différents paramètres caractéristiques du contact impacteur – butée (Tab 6). Notamment, la contrainte maximale de Von Mises dans le corps de l'impacteur et l'allongement de ce dernier lors de la brusque décélération infligée par la butée. En effet, la faible rigidité de l'aluminium (de l'ordre de 72 GPa) implique un allongement longitudinal de l'impacteur non négligeable.

Contrainte maximale de Von Mises	**Allongement de l'impacteur lors du contact avec la butée**	**Déformation radiale du corps de l'impacteur (diamètre) après contact avec le projectile**	**Temps de contact Impacteur / Butée**
400 MPa	2 mm	0,05 mm	200 µs

Tab 6. Ordre de grandeur des paramètres caractéristiques du contact impacteur – butée pour une vitesse initiale de l'impacteur de 15 m.s^{-1}. Calcul éléments finis pour la géométrie optimisée de l'impacteur.

3.4.2. Guidage

La reproductibilité du banc dépendra de la maîtrise de la trajectoire de l'impacteur et donc de son guidage (frottement, usure). La qualité du contact entre le projectile et l'impacteur et donc du transfert de quantité de mouvement dépendra des conditions de coaxialité du

projectile et de l'impacteur et donc des conditions de coaxialité du fût du canon et du système de guidage de l'impacteur. Ainsi, une attention particulière a été portée sur le choix des matériaux constituant les bagues de guidage et sur les conditions d'alignement des différents sous-ensembles (lanceur à gaz, butée, système de fixation des éprouvettes).

3.4.3. Arrêt brutal de l'impacteur et Mise en mouvement

Le dimensionnement de l'impacteur et du projectile a été guidé par la théorie du choc et la propagation d'ondes élastiques dans les matériaux.

Nous maîtrisons grâce au lanceur à gaz, la vitesse du projectile. La reproductibilité du lanceur à gaz est supérieure à 97 %. La vitesse en sortie de fût du projectile est contrôlée à l'aide d'une barrière optique constituée de quatre fibres optiques. La précision du dispositif est principalement due à l'alignement des quatre fibres et est garantie au dixième de millimètre soit une erreur de mesure de 0,1 %. Le décalage entre les temps d'occultation des deux fibres est mesuré à l'aide d'un compteur fréquencemètre.

Nous souhaitons dans un premier temps que la vitesse de l'impacteur soit la plus proche possible de celle du projectile en sortie du fût du canon. La masse de l'impacteur est définie après optimisation de sa géométrie pour concilier résistance mécanique et contrainte de masse (soit environ 4 kg). La théorie du choc peut, moyennant certaines hypothèses, nous donner des ordres de grandeur des temps de contact et de la valeur des contraintes générées dans le projectile et l'impacteur. La conservation de la quantité de mouvement lors du contact élastique entre le projectile et l'impacteur nous donne alors la masse et donc la géométrie du projectile.

3.4.3.1. Propagation d'ondes acoustiques

Lors du contact entre le projectile et l'impacteur et lors du contact entre l'impacteur et la butée, des ordres de grandeur de la durée du contact, des contraintes générées peuvent être définis par la théorie de la propagation des ondes acoustiques dans les matériaux [90, 91].

L'amplitude de l'onde générée lors de l'impact de l'impacteur sur la butée dépend de la vitesse d'impact et des impédances de l'impacteur et de la butée elle même. Pour des barres cylindriques, il est possible, en considérant les surfaces impactées parfaitement parallèles, de donner via la théorie unidimensionnelle de propagation des ondes la valeur de la contrainte générée.

Soit une barre cylindrique de longueur L se déplaçant à la vitesse V qui rencontre une butée considérée d'impédance infinie. La face d'impact est immobilisée et une onde longitudinale se propage dans la barre. A un instant t, la zone comprimée a pour longueur $C_0\,t$ au niveau de la section d'arrêt en O (Fig. 82).

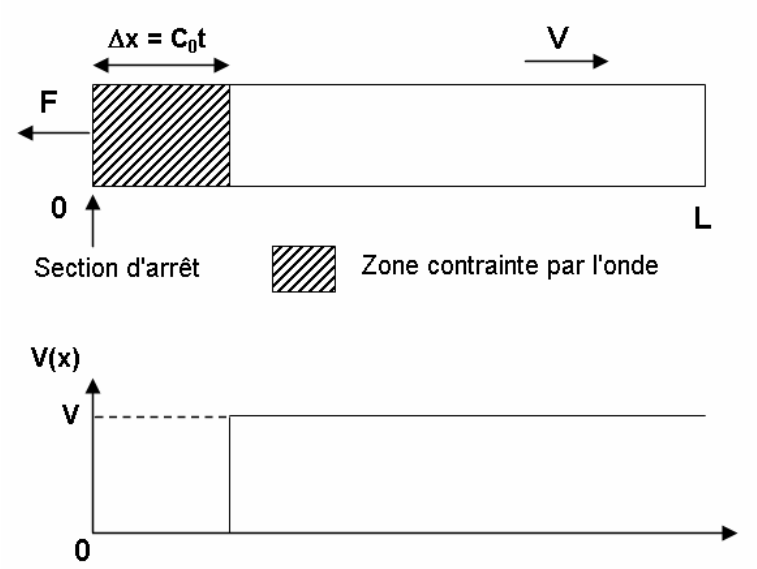


Fig. 82. Onde longitudinale se propageant dans une barre passant brutalement de la vitesse V à la vitesse nulle : 1ère onde générée.

Si la face impactée était supposée se déplacer à la vitesse V, l'ensemble de la zone comprimée se déplacera également à la vitesse V au temps t.

$$V(x) = VH(x - C_0 t) \tag{28}$$

où H est la fonction de Heaviside.

$$\gamma(x) = \frac{dV}{dt} = -C_0 V \delta(x - C_0 t) \tag{29}$$

où δ est la fonction de Dirac.

Le principe fondamental de la dynamique appliqué à la barre donne :

$$-F = \int \gamma dm = \int_0^L \rho \gamma S dx = -\sigma S \tag{30}$$

où F est la force exercée sur la section S de la barre, γ l'accélération et ρ la masse volumique du matériau.
Or,

$$-\sigma = \rho \int \gamma dx = -\rho C_0 V \int_0^L \delta(x - C_0 t) dx \tag{31}$$

$$\int_0^L \delta(x - C_0 t) dx = 1 \tag{32}$$

car $\Delta x = C_0 t \in [0, L]$

d'où :

$$\sigma = \rho C_0 V \tag{33}$$

et

$$C_0 = \sqrt{E/\rho} \tag{34}$$

la célérité des ondes dans le matériau avec E le module de Young.
La seconde onde générée se réfléchit à l'extrémité libre de la barre et change de signe, la contrainte restant identique. Lorsque cette dernière atteint la section d'arrêt, il y a perte de contact entre l'impacteur et la butée.
Le temps de contact est défini par un aller-retour de l'onde dans l'impacteur de longueur L, soit :

$$T = \frac{2L}{C_0} \tag{35}$$

La première onde générée dans la barre après contact avec la butée est donc une onde de traction dont l'amplitude de la contrainte vaut $\rho C_0 V$.
En réalité, l'extrémité du corps de l'impacteur est constituée de l'embout en acier. L'impédance importante de la demi sphère est supérieure à celle du corps en aluminium. L'onde de traction générée dans le corps en aluminium après contact avec la butée se réfléchit donc au niveau de l'interface aluminium/acier en gardant le même signe. L'amplitude de la contrainte générée dépend du facteur :

$$\alpha = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_1 + Z_2} \tag{36}$$

où Z_1 est l'impédance du corps en aluminium et Z_2 celle de l'embout en acier, $Z_2 > Z_1$.
Ainsi, les contraintes se rajoutent et l'amplitude de la contrainte dans le corps en aluminium de l'impacteur est donc comprise entre $\rho C_0 V$ et $2\rho C_0 V$ ($0 < \alpha \leq 1$).

En considérant que la vitesse de l'impacteur est $V_{imp} = 15\,\mathrm{m.s^{-1}}$, la vitesse de la première onde générée dans l'impacteur vaut $V = V_{imp}$. La contrainte générée après contact avec la butée dans le corps en aluminium de l'impacteur est de l'ordre de 200 à 400 MPa et le temps de contact impacteur/butée de 145 µs. L'impacteur étant assimilé à un barreau cylindrique en aluminium de longueur L, la contrainte ainsi calculée est cohérente avec celle obtenue par éléments finis.

Dans le cas du contact entre le projectile et l'impacteur, si nous considérons deux barres cylindriques de même diamètre, constituées des mêmes matériaux (aluminium), la vitesse de propagation des ondes générées au moment du contact est $V_{proj}/2$, V_{proj} étant la vitesse initiale du projectile. Les contraintes générées dans le projectile et l'impacteur ont alors respectivement pour amplitudes $-\rho C_0 V_{proj}/2$ et $\rho C_0 V_{proj}/2$. Le temps de contact projectile/impacteur est défini par un aller-retour de l'onde générée dans le projectile soit $\frac{2L_{proj}}{C_0}$ où L_{proj} est la longueur du projectile. Si on prend en compte l'influence de l'embout en acier, la contrainte générée dans le corps de l'impacteur après réflexion de l'onde à l'interface

entre le corps en aluminium et l'embout en acier est donc comprise entre $\rho C_0 {V_{proj}}/{2}$ et $\rho C_0 V_{proj}$.

Pour une vitesse de projectile de 15 m.s^{-1}, la contrainte générée dans le projectile serait d'environ 100 MPa et celle générée dans l'impacteur serait de l'ordre de 100 MPa à 200 MPa. Le temps de contact projectile/impacteur serait d'environ 260 µs.

3.4.3.2. Conservation de la quantité de mouvement (théorie du choc)

Les conditions finales, après choc entre le projectile et l'impacteur, peuvent être approchées par la théorie du choc. En considérant les deux solides indéformables et le contact élastique, la théorie du choc donne :

$$\begin{cases} m_{proj}V_{proj}^{f} + m_{imp}V_{imp}^{f} = m_{proj}V_{proj}^{i} + m_{imp}V_{imp}^{i} \\ V_{proj}^{f} - V_{imp}^{f} = -\varepsilon(V_{proj}^{i} - V_{imp}^{i}) \end{cases} \tag{37}$$

où V_{proj}^{i}, V_{proj}^{f}, m_{proj}, V_{imp}^{i}, V_{imp}^{f} et m_{imp} sont respectivement les vitesses initiales, finales et les masses du projectile et de l'impacteur. ε est le coefficient de restitution qui est pris égal à 1 dans notre cas. Le projectile et l'impacteur sont considérés parfaitement élastiques et $V_{imp}^{i} = 0$, l'impacteur étant immobile avant impact.

Dans un premier temps, nous considérons que la vitesse résiduelle du projectile est nulle. Le projectile est immobile après contact avec l'impacteur. Le projectile doit donc avoir la même masse que le projectile pour que la vitesse finale de l'impacteur après choc soit quasiment la même que celle du projectile. Cependant, il faut considérer dans la définition de la géométrie et donc de la masse du projectile, le rebond de l'impacteur après contact avec la butée.

En effet, le projectile en sortie de fût de canon impacte l'impacteur mais est encore guidé (Fig. 83). Si le projectile reste immobile après le choc avec l'impacteur où si sa vitesse résiduelle est insuffisante, l'impacteur peut après rebond (contact élastique avec la butée) impacter de nouveau le projectile. Ce dernier comprime l'air contenu dans le fût du canon et peut rentrer de nouveau en contact avec l'impacteur.

En conséquence, le projectile doit avoir une vitesse résiduelle de retour après choc avec l'impacteur suffisante pour que l'impacteur puisse effectuer un aller-retour, soit deux fois 150 mm (course maximale de l'impacteur avant contact avec la butée), sans rencontrer de nouveau le projectile.

La durée d'un aller-retour (2 x 150 mm) de l'impacteur Δt_{imp} doit donc être supérieure à celle mise par le projectile Δt_{proj} pour se déplacer de plus de 20 mm. Cette dernière distance est celle permettant l'arrêt de l'impacteur comme nous le verrons dans la partie qui suit.

Ainsi, le critère permettant d'éviter un contact répété entre l'impacteur et le projectile est le suivant :

$$\Delta t_{imp} = \frac{\Delta x_{imp}}{V_{imp}} > \Delta t_{proj} = \frac{\Delta x_{proj}}{V_{proj}} \Leftrightarrow V_{proj} > \frac{\Delta x_{proj}}{\Delta x_{imp}} V_{imp} \tag{38}$$

où Δx_{imp} = 300 mm, Δx_{proj} = 20 mm, V_{proj} et V_{imp} sont respectivement les vitesses du projectile et de l'impacteur.

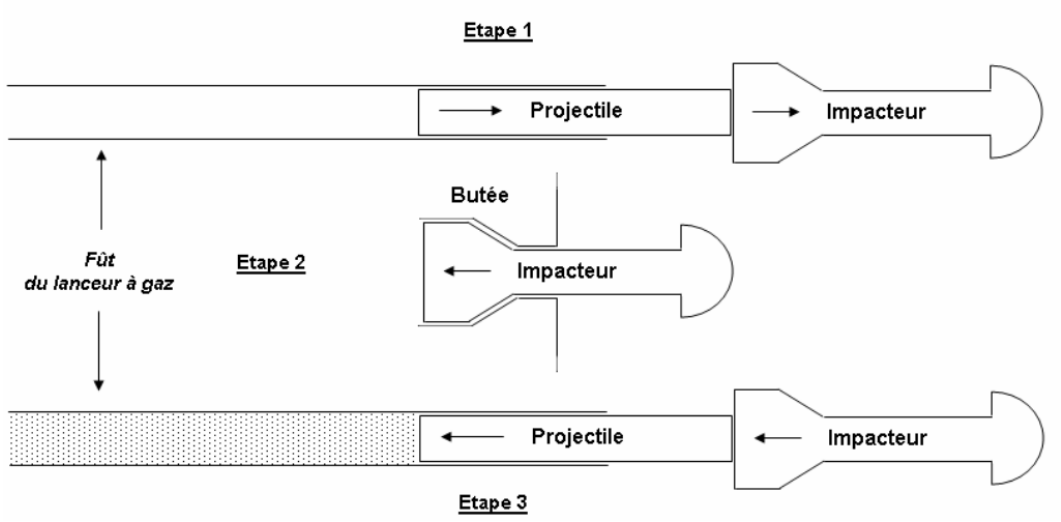


Fig. 83. Chronologie des différents impacts possibles entre le projectile, l'impacteur et la butée. Etape 1 : L'impacteur est immobile et le projectile met en mouvement l'impacteur. Etape 2 : L'impacteur parcourt la distance fixe de 150 mm avant de rencontrer la butée et rebondit. Etape 3 : L'impacteur impacte de nouveau le projectile si celui-ci a une vitesse résiduelle insuffisante et le projectile comprime l'air contenu dans le fût du lanceur à gaz et rebondit.

Pour une vitesse finale de l'impacteur de 15 $m.s^{-1}$, la condition définie par l'équation (38) stipule que le projectile doit avoir une vitesse résiduelle après mise en mouvement de l'impacteur supérieure à 1 $m.s^{-1}$.

Pour un impacteur d'environ 4 kg, les conditions définies par la théorie du choc et calculées à l'aide du système (37) couplées à la condition précédente précisent que le projectile doit avoir une masse inférieure à 3,5 kg. La vitesse initiale du projectile doit être ainsi de 16 $m.s^{-1}$ pour garantir une vitesse finale de l'impacteur de 15 $m.s^{-1}$.

Les conditions précédentes ont permises de dimensionner le projectile.

3.4.4. Condition de non rebond (amortissement)

Le fait que le contact entre l'impacteur et la butée soit un contact quasi élastique nécessite d'arrêter l'impacteur après son rebond. Les systèmes de guidage et de butée étant couplés, la distance sur laquelle peut être dégradée l'énergie cinétique résiduelle de l'impacteur est limitée.

Notre souci a donc été de dissiper l'énergie cinétique résiduelle de l'impacteur sur 20 mm. Ceci pour une vitesse de l'impacteur de l'ordre de 15 $m.s^{-1}$, soit environ 4 kg à 15 $m.s^{-1}$: 450 J.

Le système d'amortissement ou dispositif anti-retour choisi a été défini avec trois amortisseurs hydrauliques capables chacun d'arrêter sur une distance de 20 mm une masse de 2 kg lancée à 12 $m.s^{-1}$.

3.5. Assemblage des sous-ensembles

Il convient de contrôler la trajectoire (frottement, vitesse) et l'usure du projectile qui sont en majeure partie responsables de la dispersion des résultats [92]. Afin d'assurer la reproductibilité du point d'impact (impacteur/vitrage feuilleté) et des conditions de mise en mouvement et « d'arrêt » de l'impacteur, il est nécessaire de spécifier les conditions de réglages de l'alignement des différents sous-ensembles constitutifs du banc incrémental.

Les trois sous-ensembles constituant le banc incrémental sont les suivants :

- le système de propulsion du projectile
- le système de guidage de l'impacteur et la butée
- le système de positionnement et de fixation de l'éprouvette

Les deux derniers sous-ensembles ont été conçus conjointement et liés par un bâti commun en respectant les contraintes de dimensionnement au dixième de millimètre.

L'alignement du lanceur à gaz avec la butée et le système de fixation de l'éprouvette a donc été défini en contrôlant la concentricité et le parallélisme.

Les trois sous-ensembles sont fixés sur un bâti commun. La liaison est mécanosoudée dans le cas de la butée et du système de fixation de l'éprouvette ; elle est assurée à l'aide de vis vérins pour le positionnement horizontal et vertical du lanceur à gaz.

La perpendicularité entre l'éprouvette et l'axe de l'impacteur est garantie par construction au dixième de millimètre.

L'alignement des différents sous-ensembles a été effectué à l'aide d'un cylindre ajusté au diamètre du fût du lanceur. La face avant de ce cylindre est plane et rectifiée. De la même manière, un cylindre ajusté au diamètre du plus petit guidage a permis, à l'aide de comparateurs, le contrôle de la concentricité.

Le parallélisme des axes du lanceur à gaz et de l'impacteur a été contrôlé à l'aide de cales étalons au niveau des vis vérins permettant la liaison du support du lanceur à gaz au bâti commun aux trois sous-ensembles.

Les écarts de concentricité et de parallélisme sont inférieurs au dixième de millimètre.

4. Synthèse

La méthodologie retenue pour comprendre et décrire la résistance à la perforation des vitrages feuilletés est basée sur une approche phénoménologique énergétique expérimentale dite incrémentale.

Il s'agit de discrétiser expérimentalement l'impact afin de confronter la dissipation d'énergie à l'évolution de l'endommagement.

Il a donc été conçu et développé un banc d'essai d'impact horizontal capable d'arrêter la progression du projectile au cours de l'impact et de faire varier la distance de perforation pour une même énergie incidente.

La définition de ce dispositif expérimental original a nécessité en premier lieu, de prendre en compte la propagation des ondes acoustiques dans les matériaux constitutifs, un prédimensionnement à l'aide d'un code numérique en dynamique, de contrôler les déplacements induits par les impacts successifs et de maîtriser les conditions d'assemblages des différents sous-ensembles.

Il reste maintenant à garantir la répétabilité du banc d'essai et à montrer que les dissipations énergétiques parasites sont limitées et quantifiables.

Chapitre 7

Qualification du banc incrémental

La discrétisation de la perforation d'un impact sur vitrage feuilleté à l'aide du banc incrémental suppose pour chaque essai, à des distances de perforation différentes, que les conditions expérimentales soient conservées.

La notion de répétabilité définit « l'étroitesse de l'accord entre les résultats des mesurages successifs du même mesurande, mesurages effectués dans la totalité des mêmes conditions de mesure » [93]. En d'autres termes, on quantifie la dispersion des résultats dans les conditions de répétabilité d'une succession de mesures.

La notion de reproductibilité prend en compte la variation des conditions de mesure.

Les conditions que l'on fait varier peuvent comprendre :

- le principe de mesure
- la méthode de mesure
- l'observateur
- l'instrument de mesure
- le lieu
- les conditions d'utilisation
- le temps

Les conditions de répétabilité comprennent :

- le même mode opératoire
- le même observateur
- le même instrument de mesure utilisé dans les mêmes conditions
- le même lieu
- la répétition durant une courte période de temps

Nous considérons dans la suite la notion de répétabilité. La garantie de répétabilité du banc incrémental dépend de deux catégories de paramètres :

Ceux définissant les conditions initiales de l'essai :

- la vitesse du corps de choc
- la masse du corps de choc
- la position du point d'impact
- les conditions de fixation
- le positionnement du vitrage (planéité, horizontalité, perpendicularité, centrage)
- les caractéristiques des vitrages (population et répartition des défauts du verre, adhérence, propriétés physico-chimiques du film intercalaire)
- les conditions environnementales (température, hygrométrie)

et ceux qui sont susceptibles d'évoluer au cours du temps et qui sont responsables des dissipations « parasites » de l'énergie cinétique du corps de choc :

- les conditions de guidage du projectile et de l'impacteur
- les conditions de contact entre l'impacteur et la butée
- les vibrations du bâti

Les systèmes de mesures utilisés pour qualifier le banc incrémental se concentrent sur le comportement mécanique de l'impacteur. C'est ce dernier qui nous permettra indirectement de définir le comportement macroscopique des vitrages feuilletés. Seule, la mesure de la

vitesse du projectile en sortie de fût est nécessaire pour vérifier la répétabilité du lanceur à gaz et permettre d'associer pour un projectile donné, la pression à la vitesse souhaitée.

1. Répétabilité du lanceur à gaz

1.1. Barrière de vitesse

La vitesse du projectile en sortie de fût et avant contact avec l'impacteur est mesurée à l'aide d'une barrière optique. Cette barrière est constituée de quatre fibres optiques, deux fibres émettrices et deux réceptrices reliées à deux amplificateurs (Fig. 84). Le décalage entre les temps d'occultation des deux fibres est mesuré à l'aide d'un compteur fréquencemètre dont la bande passante et la résolution de l'intervalle de temps sont respectivement de 225 MHz et de 500 ps.

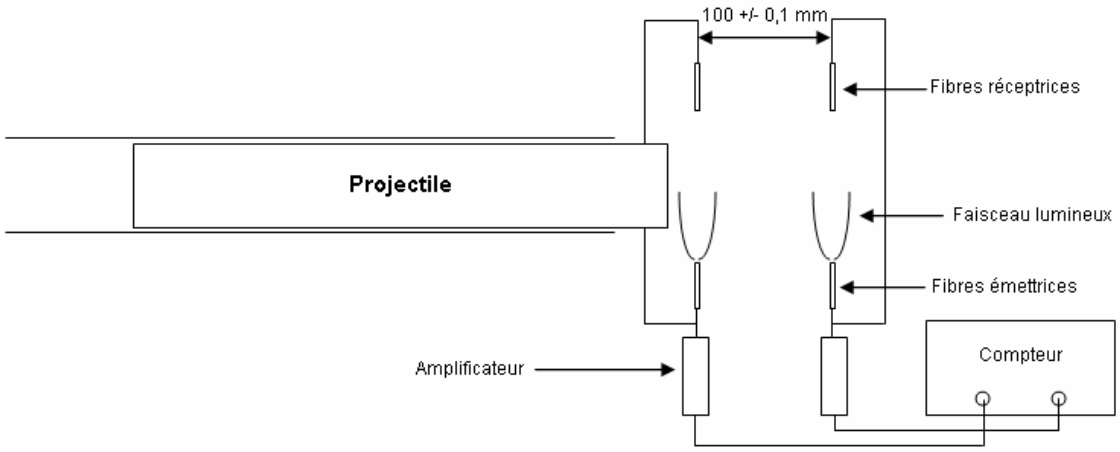


Fig. 84. Schématisation du dispositif de mesure de la vitesse du projectile.

Ces fibres en PMMA ont un diamètre de 1 mm. Les fibres émettrices envoient un faisceau lumineux qui est détecté par les fibres réceptrices. Ces dernières dont l'écartement de 100 mm est connu au dixième de millimètre commutent à 50 % de leur diamètre. Lorsque les faisceaux lumineux ne sont pas coupés, la tension mesurée par le compteur est nulle. Lorsque le projectile obstrue 50 % du diamètre de la première fibre réceptrice (soit 0,5 mm), la tension mesurée par le compteur est de l'ordre de 2 V. Il en est de même au passage du projectile au niveau des deux autres fibres optiques. Le temps de réponse des amplificateurs des fibres optiques est de 50 µs et la précision de la mesure du compteur fréquencemètre est de l'ordre de la microseconde.

Nous pouvons considérer, pour la gamme de vitesse considérée (5 à 20 $m.s^{-1}$) que l'erreur sur la mesure de la vitesse du projectile est essentiellement due à la distance d'écartement entre les fibres réceptrices de 100 +/- 0,1 mm, soit 0,1 %.

1.2. Vitesse du projectile et performances

La répétabilité du lanceur a été éprouvée sur une plage de vitesse de 4 à 20 $m.s^{-1}$ pour un projectile de 4 kg (Fig. 85). Les écarts relatifs à la moyenne sont inférieurs à 2 %. La gamme de vitesse est couverte grâce à l'utilisation de différents diamètres de diaphragmes permettant de réduire le débit d'air dans le fût du lanceur. Les pressions sont indiquées à +/- 0,03 bar. Le nombre d'essais est au minimum de trois pour chaque pression.

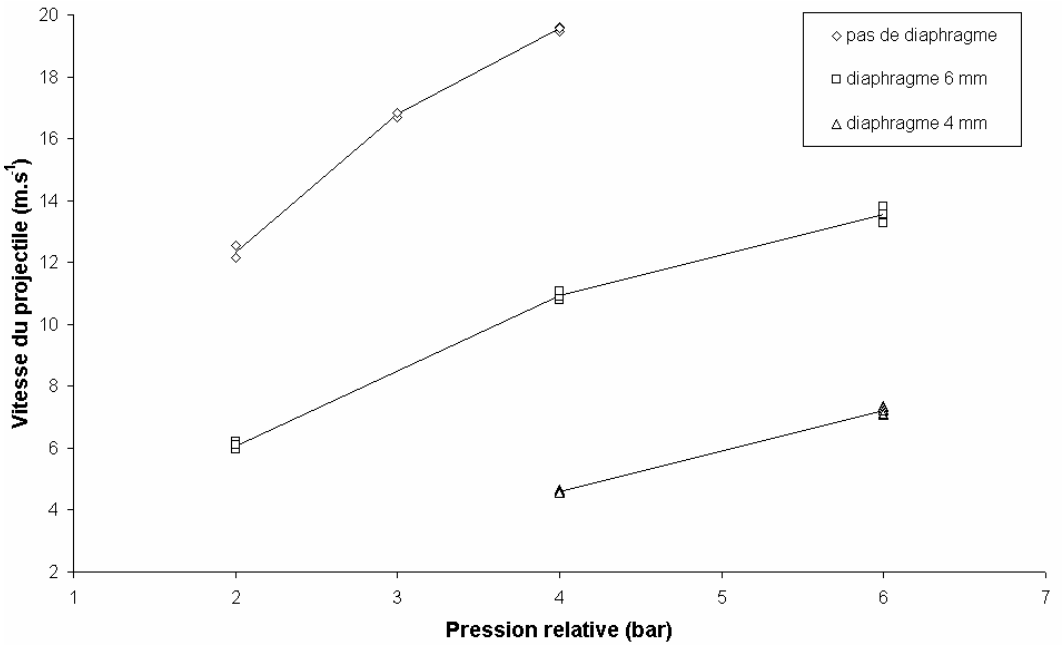


Fig. 85. Gammes de vitesse pour un projectile de 4 kg en fonction du diamètre de diaphragme utilisé.

Dans le cadre de nos essais, nous avons utilisé le diaphragme de diamètre 6 mm permettant d'obtenir une vitesse de l'ordre de 10 $m.s^{-1}$ pour un projectile de 3,5 kg (Fig. 86). Pour chaque pression relative (2,5 ; 3 ; 3,5 et 4 bar) les essais ont été réalisés le même jour. Les écarts relatifs à la moyenne sont ici inférieurs à 0,5 %. Dix essais ont été réalisés pour une pression de 3,5 bar.

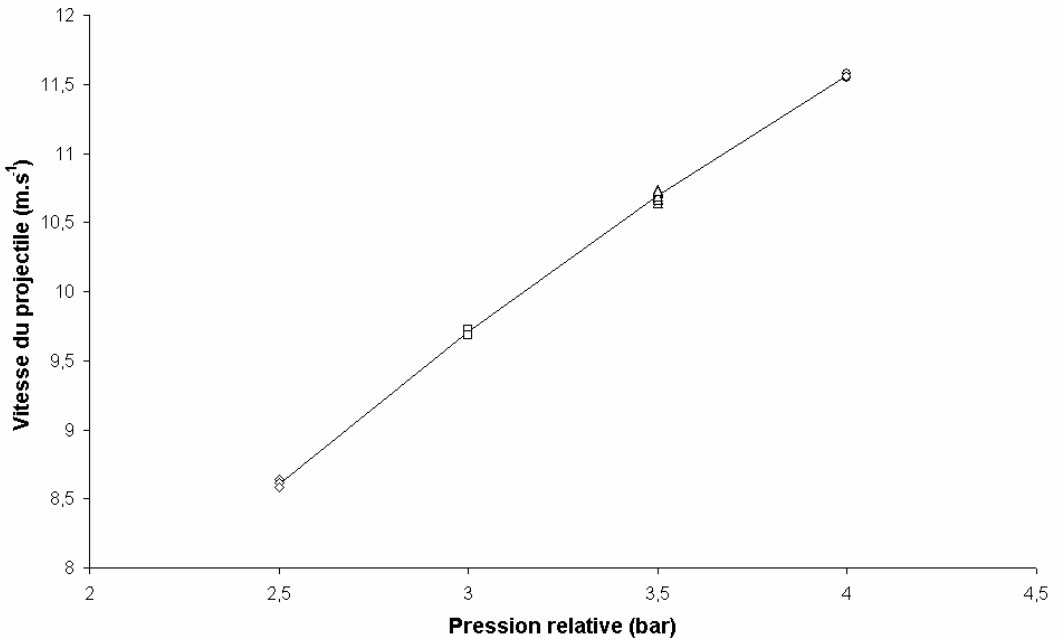


Fig. 86. Gammes de vitesse pour un projectile de 3,5 kg et pour un diamètre de diaphragme de 6 mm.

Le lanceur à gaz est typiquement répétable à plus de 98 %. Cependant, si un soin particulier est porté à la stabilisation de la pression et à l'usure des guidages du projectile, la répétabilité est bien meilleure.

2. Répétabilité du banc incrémental

Dans un premier temps, nous nous intéressons à la caractérisation du comportement de l'impacteur après sa mise en mouvement par le projectile. Puis, nous décrirons la méthodologie employée pour mesurer l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation.

2.1. Caractérisation du comportement de l'impacteur

Le choc entre le projectile et l'impacteur provoque des oscillations de ce dernier au cours de son déplacement. Puis, lors du contact avec la butée, le corps de l'impacteur est sollicité en traction. Nous souhaitons ici quantifier ces deux phénomènes.

2.1.1. Oscillations

L'impacteur est constitué de deux matériaux, le corps en aluminium et un embout sphérique en acier fixé sur l'élément précédent par filetage (cf. Fig. 79 page 106). La rigidité et la densité de l'acier sont pratiquement trois fois supérieures à celles de l'aluminium. Les vitesses de propagation des ondes acoustiques dans ces deux matériaux $\left(c = \sqrt{E/\rho}\right)$ sont cependant quasiment identiques.

Afin de mesurer les oscillations de l'impacteur et nous donner une indication sur sa vitesse, un accéléromètre a été vissé dans l'embout sphérique en acier à la jonction entre les deux éléments constitutifs de l'impacteur.

Cet accéléromètre, qui ne pèse que 1,5 g et dont la fréquence de résonance et la bande passante sont respectivement de 350 kHz et de 50 kHz, est capable de mesurer des accélérations pouvant atteindre 20000 g (soit environ 200000 $m.s^{-2}$).

Le choix d'un tel accéléromètre se justifie suite au calcul éléments finis. En effet, ce dernier nous a donné un temps d'interaction impacteur/butée de 200 µs pour une vitesse de 15 $m.s^{-1}$. Un rapide calcul nous donne la variation d'accélération subie par l'impacteur lors du contact avec la butée, soit environ 15000 g si le contact est parfaitement élastique.

L'accéléromètre utilisé est un accéléromètre piézorésistif. Ce type d'accéléromètre fonctionne à l'aide de jauges de déformations et permet de mesurer des accélérations proches de 0 Hz (Fig. 87). Le signal de l'accéléromètre, dont la sensibilité est de 10 µV/g, est échantillonné à la fréquence de 200 kHz. Le convertisseur analogique numérique a une résolution de 12 bits. La précision de la mesure de l'accéléromètre est de l'ordre de 3 % à laquelle il faut rajouter l'erreur de résolution due à la conversion analogique numérique soit +/- 5 g pour une plage de mesure de +/- 20000 g.

La mise en mouvement de l'impacteur par le projectile se traduit par une onde de choc qui se propage dans le corps en aluminium de l'impacteur puis dans l'embout sphérique en acier. Ce phénomène a pour conséquence de faire vibrer l'impacteur au cours de son déplacement.

Le signal mesuré par l'accéléromètre au cours d'un essai « à vide » sur le banc incrémental, c'est à dire sans la présence d'échantillon, est fortement bruité (Fig. 88). La vitesse initiale du projectile est ici de 10,6 $m.s^{-1}$. A $t_0 = 0$, a lieu le contact entre le projectile et l'impacteur et à $t_0 + \Delta t = 16{,}4$ ms le contact entre l'impacteur et la butée. Ce qui nous donne une première indication sur la vitesse moyenne de l'impacteur entre sa mise en mouvement par le projectile et le contact avec la butée, soit 9,15 $m.s^{-1}$. Cette valeur est à rapprocher de celle donnée par la théorie du choc : 9,85 $m.s^{-1}$ (équation 37 page 111) ; soit un écart d'environ 8 %.

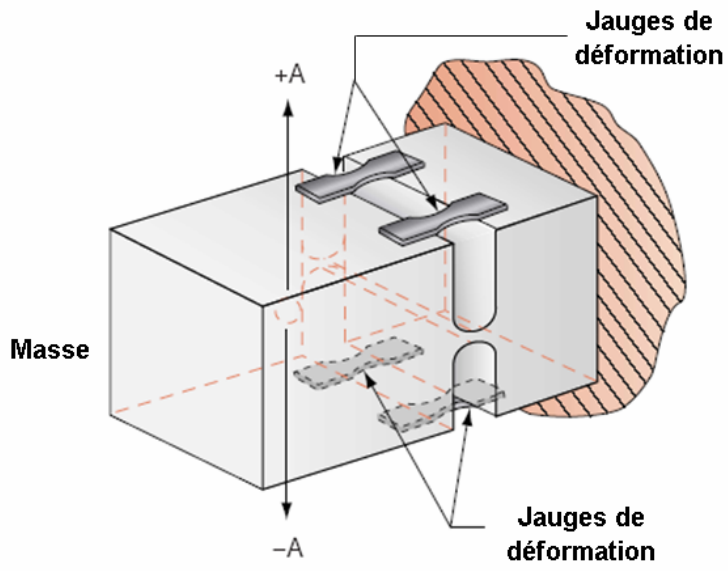


Fig. 87. Principe de fonctionnement d'un accéléromètre piézorésistif.

Le choc entre le projectile et l'impacteur et entre ce dernier et la butée ont pour conséquence de fortes accélérations et vibrations dont les amplitudes s'atténuent au cours du déplacement de l'impacteur. Après mise en mouvement par le projectile et avant contact avec la butée, nous pouvons déterminer les fréquences des oscillations libres de l'impacteur. Le calcul du spectre de fréquences associé à ce signal entre 10 et 15 ms après contact avec le projectile nous permet d'identifier dans la bande passante de l'accéléromètre (0 à 50 kHz) deux fréquences : 3500 Hz et 35500 Hz (Fig. 89).

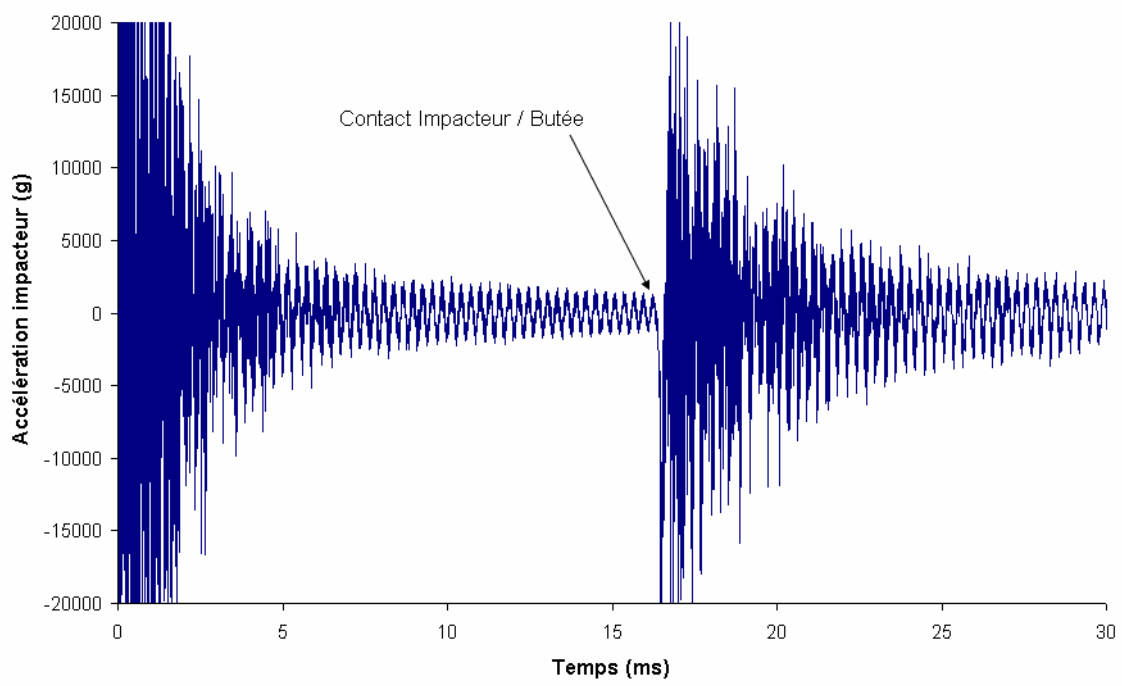


Fig. 88. Mesure de l'accélération de l'impacteur pour une vitesse de projectile de 10,6 m.s^{-1}.

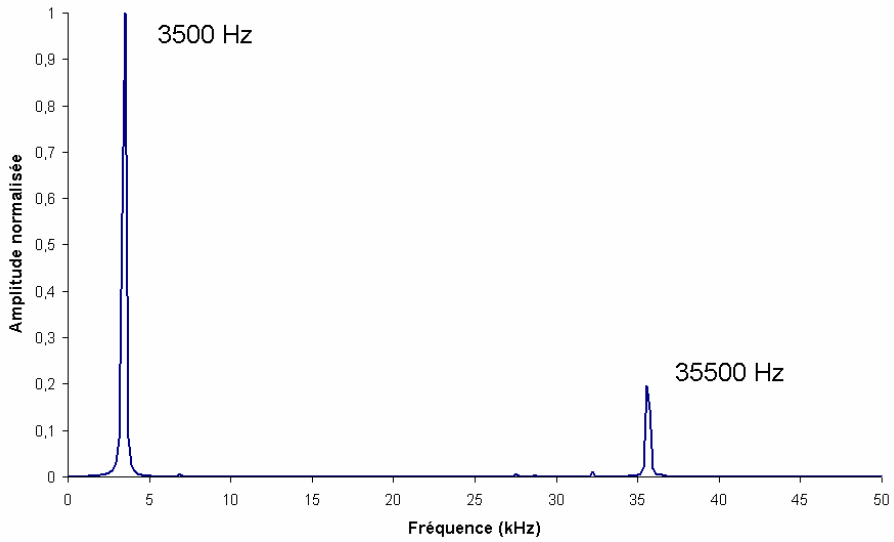


Fig. 89. Spectre de fréquences du signal de l'accéléromètre entre 10 et 15 ms après contact entre le projectile et l'impacteur pour une vitesse initiale du projectile de 10,6 m.s^{-1}.

La première fréquence identifiée à 3516 Hz correspond à la première fréquence propre du corps en aluminium.

Nous faisons l'hypothèse que l'embout sphérique en acier (1,615 kg), pratiquement de la même masse que le corps en aluminium (2,391 kg), empêche la translation du corps de l'impacteur au niveau du filetage. Le corps en aluminium de l'impacteur peut donc être assimilée à une poutre cylindrique encastrée à une extrémité. Ainsi, le calcul des fréquences propres du corps de l'impacteur se réduit aux calculs des fréquences propres d'une poutre cylindrique en aluminium encastrée à une extrémité.

Sous les hypothèses de transformations infinitésimales et de Navier-Bernoulli (les sections droites restent droites au cours de la déformation), l'équation de l'équilibre dynamique de la poutre de densité ρ et de module de Young E s'écrit :

$$\frac{\partial N}{\partial x} + f_n - \rho S \ddot{u}_n = 0 \tag{39}$$

où N est l'effort normal à la section dans la direction x et f_n la densité linéique de résultante des efforts extérieurs.

Dans l'hypothèse de l'élasticité linéaire en petites déformations :

$$N = ES\frac{\partial u}{\partial x} \tag{40}$$

et en supposant la densité d'effort linéique nulle, (40) devient :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \frac{1}{c^2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = 0 \tag{41}$$

avec $c = \sqrt{E/\rho}$ la célérité des ondes dans le matériau.

Les modes propres représentent les solutions périodiques de l'équation homogène (42) et s'écrivent sous la forme [94]:

$$u(x,t) = X(x)e^{i\omega t} \tag{42}$$

avec

$$X(x) = A\cos\left(\frac{\omega}{c}x\right) + B\sin\left(\frac{\omega}{c}x\right) \tag{43}$$

Les constantes A et B sont données par les conditions aux limites :

$$X(0) = 0 \Rightarrow A = 0 \tag{44}$$

et

$$N(L) = ES\frac{dX}{dx}(L) = 0 \Rightarrow \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) = 0 \tag{45}$$

Les fréquences propres sont solutions de l'équation (44), soient :

$$\omega_n = (2n-1)\frac{\pi c}{2L} \tag{46}$$

Ainsi, la première fréquence propre d'une poutre en aluminium de longueur L = 368 mm encastrée à une de ses extrémités vaut :

$$f_1 = \frac{\omega_1}{2\pi} = \frac{c}{4L} \approx 3445Hz \tag{47}$$

soit un écart de 2 % par rapport à la première fréquence d'excitation de l'impacteur.

Nous faisons l'hypothèse que la seconde fréquence d'excitation de l'impacteur, mesurée à environ 35500 Hz est due à la présence de l'embout sphérique en acier de l'impacteur. L'analyse modale par éléments finis du comportement de l'embout en acier de l'impacteur nous a donné comme première fréquence propre environ 27500 Hz. La partie filetée de l'embout a été considérée comme encastrée.

Le signal brut mesuré par l'accéléromètre étant fortement bruité (Fig. 88 page 119), nous avons utilisé, avant échantillonnage du signal, un filtre analogique de type Butterworth d'ordre 4 et de fréquence de coupure de 10 kHz (Fig. 90). Ce type de filtre a l'avantage de ne présenter aucune ondulation dans la bande passante et un déphasage constant pour toutes les fréquences inférieures à la moitié de la fréquence de coupure, mais en contrepartie l'atténuation hors bande est moins rapide que les filtres de type Chebyshev par exemple. Nous nous intéressons en premier lieu aux oscillations du corps de l'impacteur qui sont les plus importantes vis à vis de l'embout en acier. La fréquence de coupure à 10 kHz se justifie donc au regard de la fréquence d'oscillation mesurée pour le corps de l'impacteur. L'accélération est maximale lors du contact projectile/impacteur et minimale lors du contact impacteur/butée.

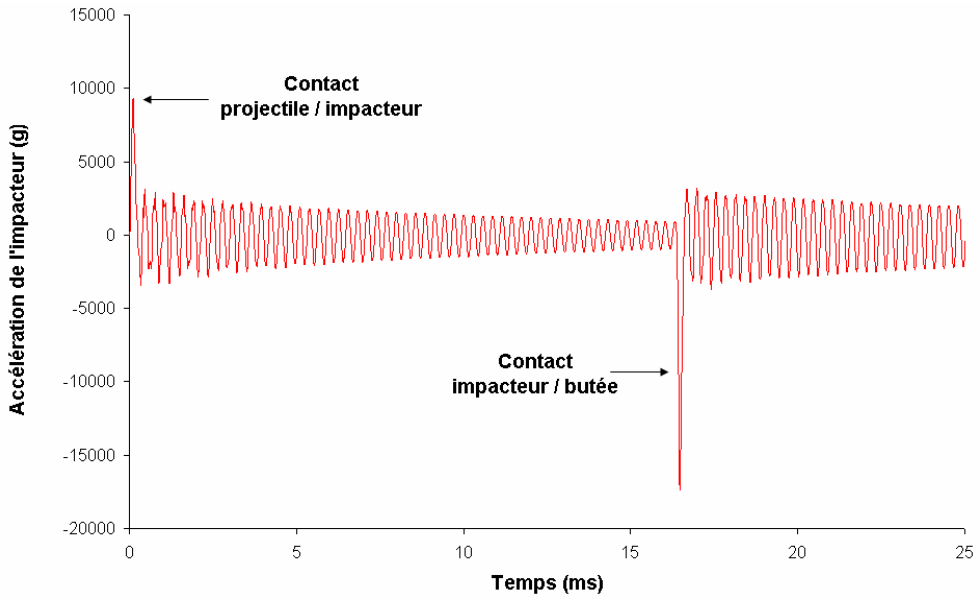


Fig. 90. Mesure filtrée de l'accélération de l'impacteur à l'aide d'un filtre passe bas de type Butterworth dont la fréquence de coupure est 10 kHz. La vitesse initiale du projectile est de 10,6 m.s^{-1}. L'accélération est maximale lors du contact projectile/impacteur et minimale lors du contact impacteur/butée.

L'intégration du signal mesuré par l'accéléromètre nous permet d'obtenir l'évolution de la vitesse de l'impacteur et ainsi nous donne des informations sur la vitesse moyenne de l'impacteur, sur le temps de contact impacteur/butée et sur sa vitesse résiduelle après contact avec la butée (Fig. 91). Le temps d'interaction ou temps de contact entre l'impacteur et la butée est d'environ 210 µs qui est de l'ordre de grandeur de celui calculé par éléments finis. Le contact impacteur/butée est quasi élastique du fait de l'emploi d'un film polymère comme matériau d'interface. Le contact avec la butée restitue dans ce cas plus de 80 % de la vitesse initiale de l'impacteur. De plus, nous ne constatons pas de variations importantes de la répétabilité de la vitesse moyenne de l'impacteur par rapport à celle de la vitesse du projectile.

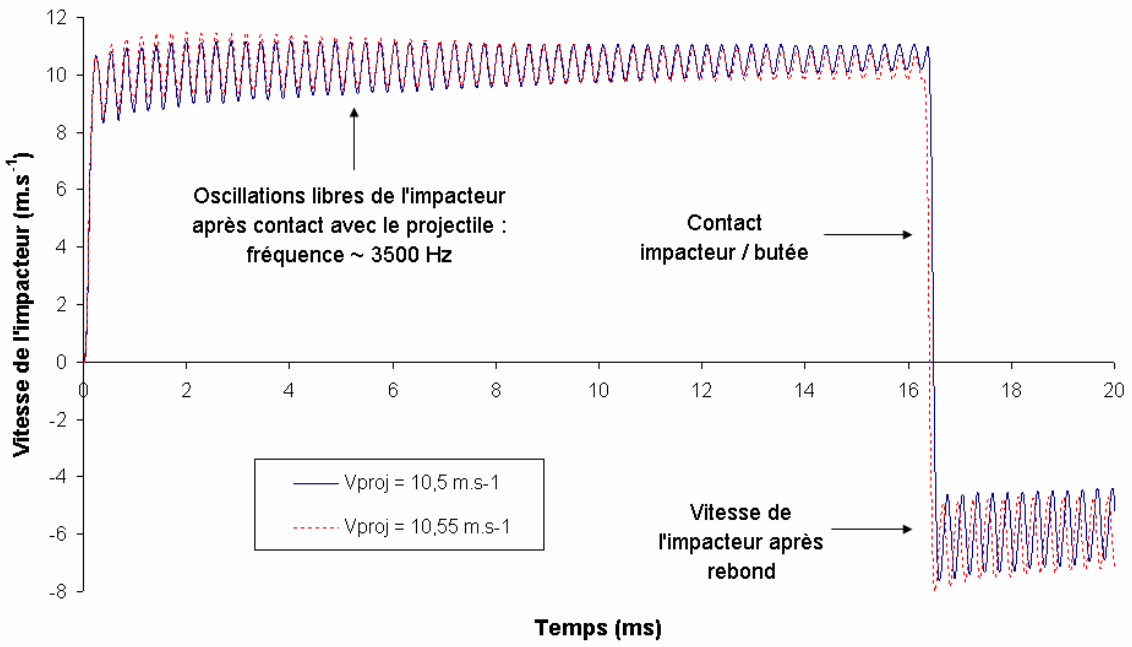


Fig. 91. Evolution de la vitesse de l'impacteur lors d'essais sans la présence de vitrage, mesurée par intégration du signal de l'accéléromètre, pour deux vitesses initiales du projectile (10,5 et 10,55 m.s^{-1}).

2.1.2. Déformations

Si l'impacteur se déplace en oscillant à la vitesse moyenne *V* après le contact avec le projectile, lors de la décélération brutale de l'impacteur par la butée, l'arrière du corps de l'impacteur est immobilisé tandis que l'embout hémisphérique en acier a tendance à continuer à se déplacer à la vitesse *V*. Le corps en aluminium de l'impacteur est donc sollicité en traction et sa déformation élastique peut engendrer un déplacement de l'extrémité de l'embout. Cet allongement a pour conséquence une distance parcourue par l'extrémité de l'embout supérieure à celle définie par construction et qui est de 150 +/- 0,1 mm.

L'élongation du corps de l'impacteur a été évaluée à l'aide de deux jauges de déformations Vishay CEA-13-125UT-350 diamétralement opposées sur la partie centrale du corps de l'impacteur (cf. Fig. 79 page 106). Cette mesure a été comparée à celle donnée par un capteur de déplacement laser qui a mesuré le déplacement de l'embout sphérique pendant le contact impacteur/butée.

La réponse des jauges de déformation dont le signal est échantillonné à 200 kHz permet de mesurer l'allongement du corps de l'impacteur au cours du contact avec la butée. Pour une vitesse initiale du projectile de 10,6 m.s^{-1}, la déformation longitudinale maximale vaut environ 3500 µm/m (Fig. 92). Connaissant la longueur du corps de l'impacteur, nous pouvons en déduire l'allongement conséquent à la brusque décélération soit :

$$\Delta L = \varepsilon_b L \tag{48}$$

où ε_b est la déformation longitudinale maximale mesurée au cours du contact impacteur/butée et L la longueur du corps en aluminium de l'impacteur.
Ainsi, ΔL vaut environ 1,3 mm pour une vitesse initiale du projectile de 10,6 m.s^{-1}.
Cette valeur est à rapprocher de celle calculée par éléments finis (~ 2 mm) pour une vitesse de l'impacteur de 15 m.s^{-1}.

Nous retrouvons avant le contact avec la butée, la fréquence d'oscillation du corps en aluminium de l'impacteur (~ 3400 Hz) et la valeur de la contrainte générée dans le corps de l'impacteur après contact avec le projectile : 117 MPa et pendant le contact avec la butée : 250 MPa. Ces valeurs sont cohérentes avec celles calculées analytiquement par la théorie unidimensionnelle de propagation des ondes acoustiques (cf. Chap. 6 § 3.4.3.1. page 108).

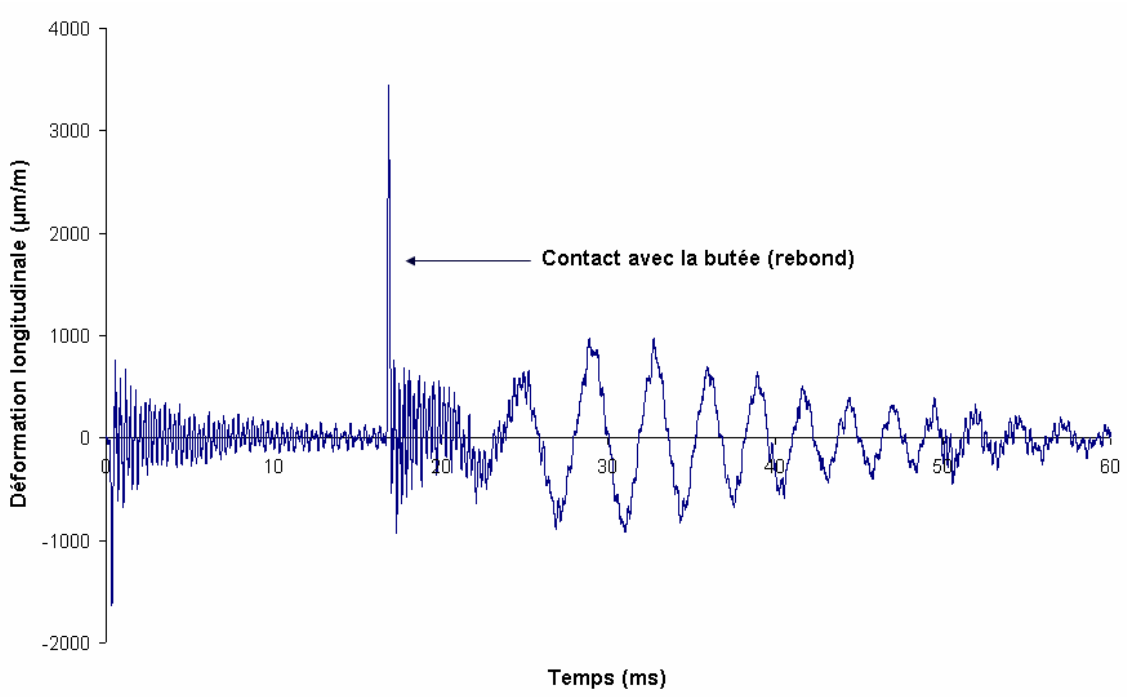


Fig. 92. Mesure par jauge extensométrique de l'évolution de la déformation du corps de l'impacteur au cours d'un essai du banc incrémental. La fréquence d'échantillonnage est de 200 kHz. La vitesse initiale du projectile est de 10,6 m.s^{-1}.

Nous souhaitons maintenant confirmer la mesure par extensométrie de l'allongement de l'impacteur au cours du contact avec la butée par la mesure du déplacement de l'extrémité de l'embout de l'impacteur. Pour cela, un capteur de déplacement laser est fixé au bâti de fixation des vitrages. Ce bâti est positionné au dixième de millimètre près de telle sorte que le « zéro » du capteur laser corresponde à un déplacement de l'impacteur de 140 +/- 0,1 mm.

La gamme de mesure du capteur est de 16 mm à +/- 5 µm pour une fréquence d'acquisition de 20 kHz. La précision de la mesure est essentiellement due au positionnement du capteur vis à vis de l'embout de l'impacteur. La mesure de l'allongement de l'impacteur correspond à la différence entre le maximum du déplacement mesuré par le capteur laser et les 150 mm, défini par construction, correspondant au déplacement maximal de l'impacteur.

Sur quatre essais, la moyenne des mesures de l'allongement de l'impacteur est de 1,1 +/- 0,1 mm (Fig. 93). La mesure, à l'aide du capteur laser, du déplacement de l'embout de l'impacteur au moment du contact avec la butée nous permet de valider la valeur de l'allongement calculée à partir de la mesure extensométrique précédente.

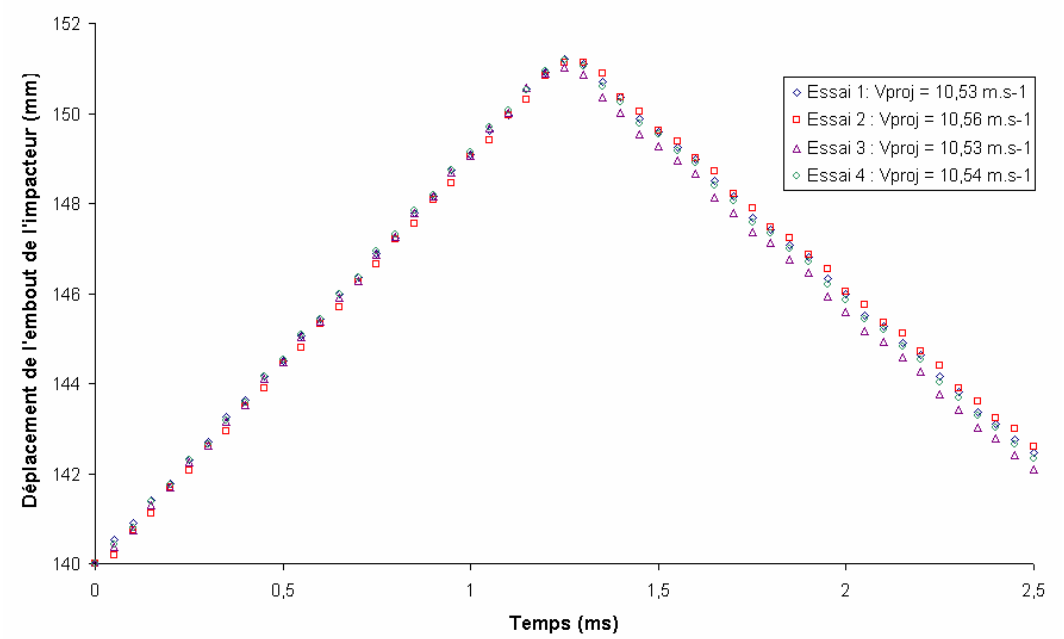


Fig. 93. Mesures à l'aide d'un capteur de déplacement laser de l'évolution du déplacement de l'extrémité de l'embout de l'impacteur lors du contact avec la butée. La fréquence d'échantillonnage est de 20 kHz. Les vitesses initiales du projectile sont renseignées pour chaque essai.

L'allongement de l'impacteur au cours du contact avec la butée a pour conséquence un temps d'interaction plus important entre l'impacteur et le vitrage que celui défini par le positionnement du vitrage. Ce temps d'interaction supplémentaire, pris comme le temps mis par l'impacteur pour se déformer d'un millimètre environ, est de l'ordre de 150 µs. Il sera d'autant plus faible que la vitesse sera importante et inversement. L'influence de cette interaction sera donc d'autant plus importante que l'incrément défini (distance de perforation) sera faible.

2.1.3. Vitesse

Nous souhaitons connaître la variation de l'énergie cinétique de l'impacteur au cours de la perforation du vitrage feuilleté. En effet, c'est cette donnée qui nous permettra indirectement de caractériser la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

La mesure de l'évolution de la vitesse de l'impacteur par intégration du signal de l'accéléromètre pouvait être envisagée, cependant il aurait fallu un accéléromètre capable de mesurer de faibles variations d'accélération pendant la perforation et de résister aux fortes accélérations lors des différents impacts : projectile/impacteur, impacteur/vitrage et impacteur/butée. De plus, cette méthode aurait nécessité l'usage de filtres mécaniques permettant de protéger l'accéléromètre des hautes fréquences. Nous avons donc pris le parti de connaître l'évolution de la vitesse de l'impacteur indirectement par la mesure de son déplacement.

Cette mesure est effectuée perpendiculairement au sens de déplacement de l'impacteur. Un méplat, dont la longueur est d'environ 180 mm et dont la pente est inférieure à 2°, est usinée sur le corps en aluminium de l'impacteur. Un capteur de déplacement laser dont la fréquence d'acquisition est de 20 kHz permet de mesurer la variation de pente en fonction du déplacement de l'impacteur. Un étalonnage statique, à l'aide du capteur de déplacement laser et de comparateurs, permet de calculer par la méthode des moindres carrés le coefficient d'équivalence entre la variation de pente mesurée par le capteur laser et le déplacement réel de l'impacteur. L'incertitude sur la mesure du déplacement de l'impacteur est fortement

dépendante de la position du capteur laser et de l'orientation du méplat de l'impacteur par rapport au faisceau laser. Nous considérons qu'il n'y a pas de rotation de l'impacteur au cours de son déplacement, ni de variation d'écart entre l'axe de révolution de l'impacteur et celui de son guidage.

En tenant compte de la précision de la mesure du capteur laser pour une fréquence d'acquisition de 20 kHz et de l'incertitude sur l'étalonnage statique, la précision sur la mesure du déplacement de l'impacteur est inférieure à 1 % pour une distance parcourue par l'impacteur supérieure à 30 mm. Soit 0,3 mm pour 150 mm qui est la distance maximale parcourue par l'impacteur. La précision est médiocre (supérieure à 10 %) au début du déplacement de l'impacteur, c'est à dire pour une distance parcourue inférieure à 3 mm.

Pour une vitesse initiale du projectile de 10,5 $m.s^{-1}$ environ, l'évolution du déplacement de l'impacteur est mesurée lors de trois essais avec le banc incrémental sans la présence d'échantillon (Fig. 94). Les déplacements maximums mesurés correspondent à 1 % près au déplacement maximal défini par construction majoré de l'allongement de l'impacteur lors du contact avec la butée (de l'ordre du millimètre).

Les vitesses moyennes de l'impacteur avant contact avec la butée peuvent être calculées par régression linéaire et sont de l'ordre de 9,2 $m.s^{-1}$. L'écart maximal entre les vitesses de l'impacteur est inférieur à 1 %. L'écart entre ces valeurs moyennes et la théorie du choc est de l'ordre de 6 %.

Les oscillations du signal mesurées par le capteur laser sont dues conjointement à l'oscillation axiale de l'impacteur après mise en mouvement par le projectile et à la rugosité de surface du méplat usiné sur le corps de l'impacteur.

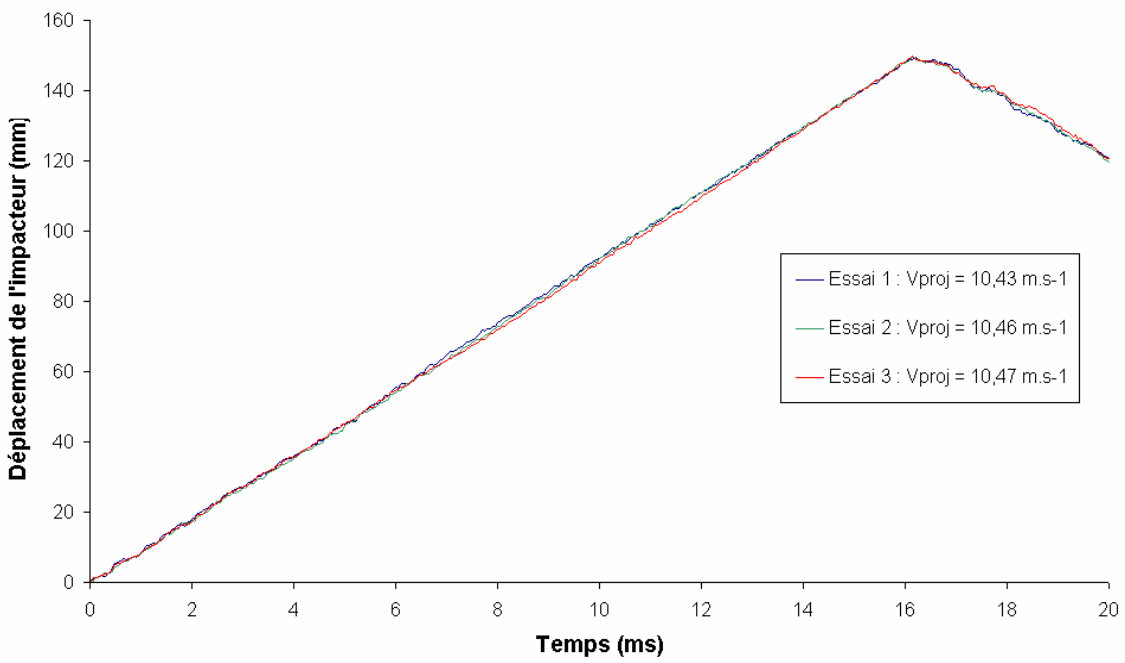


Fig. 94. Mesures à l'aide d'un capteur de déplacement laser de l'évolution du déplacement de l'impacteur lors de trois essais d'impact sans présence de vitrage. La fréquence d'échantillonnage est de 20 kHz. Les vitesses initiales du projectile sont renseignées pour chaque essai.

Les écarts de répétabilité dû aux frottements et à l'usure des guidages sont considérés comme négligeables.

2.2. Variations

Les conditions qui sont susceptibles d'influer sur l'analyse incrémentale sont :
- les conditions de guidage du projectile et de l'impacteur
- les vibrations du bâti
- les conditions de contact entre l'impacteur et la butée

Nous venons de voir que les écarts de répétabilité sur la vitesse du projectile et de l'impacteur sont sensiblement inférieurs à 2 %. Les écarts dus aux conditions de guidage du projectile et de l'impacteur sont négligés. Les vibrations du bâti n'ont pas été quantifiées et nous faisons l'hypothèse, du fait de la rigidité des conditions de fixation, que leur contribution est en première approximation négligeable. Reste les conditions de contact entre l'impacteur et la butée et la déformation de l'impacteur au cours de cette brusque décélération.

En effet, pendant le contact impacteur/butée, l'impacteur continue d'interagir avec le vitrage feuilleté. Cette interaction peut être responsable d'une augmentation de l'endommagement du vitrage et donc d'une diminution de l'énergie cinétique de l'impacteur. La variation d'énergie cinétique de l'impacteur au cours du contact avec la butée est cependant très rapide. La vitesse de l'impacteur passe de 11 à 0 $m.s^{-1}$ en 100 à 150 µs environ. La mesure de la variation d'énergie due à l'interaction impacteur/vitrage pendant le contact impacteur/butée n'est pas aisée car elle doit être découplée de celle dû au contact proprement dit. Lors d'un essai sans la présence de vitrage feuilleté, nous avons vu que le contact impacteur/butée dégradait environ 20 % de l'énergie cinétique initiale de l'impacteur. Vu la rapidité avec laquelle l'impacteur décélère et l'importance de la dissipation d'énergie dû au contact impacteur/butée, nous faisons l'hypothèse que l'importance de l'allongement de l'impacteur sur l'évolution de l'endommagement du vitrage feuilleté est faible pour des distances de perforation supérieures à 20 mm.

Pour les faibles distances de perforation, cette interaction n'est plus négligeable et cet effet peut être illustré en positionnant un vitrage à 150 mm de l'embout de l'impacteur. La distance maximale que peut parcourir l'impacteur étant de 150 mm, l'interaction impacteur/vitrage est seulement dû à l'allongement du corps de l'impacteur au cours du contact avec la butée. La figure suivante illustre l'endommagement d'un vitrage feuilleté 44.2 positionné à 150 mm de l'extrémité de l'embout de l'impacteur et pour une vitesse initiale de l'impacteur de 8,3 $m.s^{-1}$. L'allongement de l'impacteur est ici de l'ordre du millimètre.

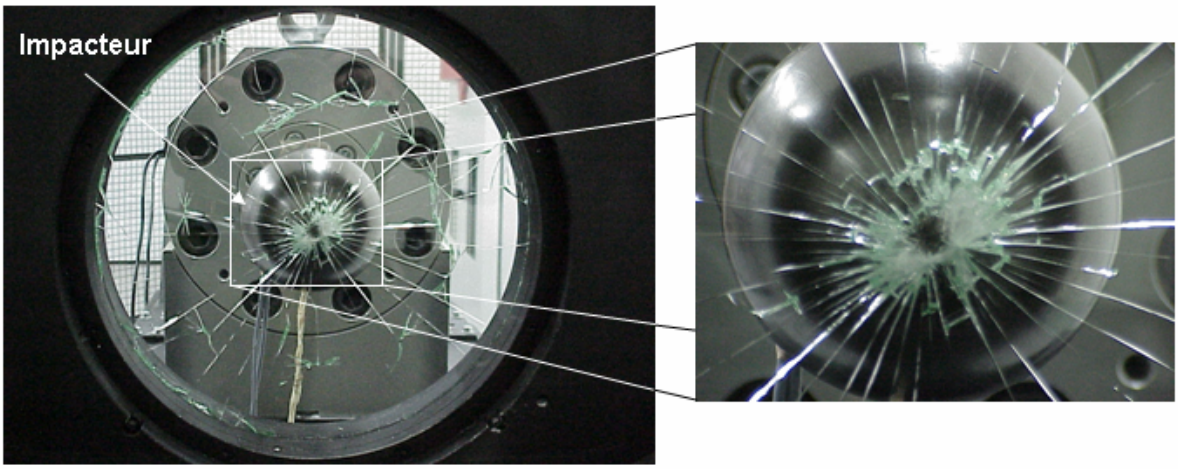


Fig. 95. Photographie de l'endommagement d'un vitrage feuilleté 44.2 positionné à 150 mm de l'extrémité de l'impacteur dont la vitesse avant impact est d'environ 8,3 $m.s^{-1}$.

Un tel endommagement (Fig. 95) ne peut donc être considéré comme l'initiation de l'endommagement d'un vitrage feuilleté impacté par une sphère en acier de 4 kg à la vitesse de 8,3 $m.s^{-1}$. Cette photographie est cependant représentative des mécanismes de fissuration responsables ensuite de la fragmentation des plis de verre des vitrages feuilletés. Les fissures radiales sont initiées au centre du vitrage puis les fissures bifurquent au voisinage de la zone sollicitée en flexion définissant les fissures orthoradiales. La flexion au niveau des conditions de fixation provoque plusieurs fissures orthoradiales.

3. Synthèse

La répétabilité du banc est garantie par le lanceur à gaz et le système de guidage de l'impacteur associant la butée.

Les écarts de répétabilité sur la vitesse du projectile sont garantis inférieurs à 2 %. Ils sont identiques sur la vitesse moyenne de l'impacteur et les frottements sont négligeables. Ces écarts peuvent être sensiblement réduits si l'utilisateur suit les précautions d'usage : stabilisation de la pression, suivi de l'usure des guidages ...

Le contact impacteur/butée restitue environ 80 % de la vitesse initiale de l'impacteur et se traduit par un allongement du corps en aluminium de l'impacteur que nous avons quantifié de l'ordre du millimètre. Cet allongement peut entraîner des variations supplémentaires de l'endommagement du vitrage feuilleté. Cependant, elles peuvent être négligées pour des distances de perforation suffisamment importantes.

Finalement, les erreurs dans l'analyse incrémentale expérimentale sont essentiellement dues au contact impacteur/butée et à l'allongement du corps de l'impacteur. Etant données les caractéristiques du contact impacteur/butée, elles seront considérées comme négligeables pour les vitesses d'impact et les distances de perforation que nous étudierons dans la partie suivante. Elles pourront cependant être limitées par l'emploi d'un matériau plus rigide pour le corps de l'impacteur et en assurant un contact élastique par la suppression du matériau d'interface entre le cône de l'impacteur et la butée.

Quatrième Partie

Application à l'analyse expérimentale du comportement sous impact des vitrages feuilletés

Le dispositif expérimental associé à la méthodologie incrémentale a montré sa fiabilité et sa répétabilité. Pour appliquer cette méthode à l'étude du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés, il nous reste à étudier la reproductibilité de l'endommagement lors d'essais d'impact interrompus.

La discrétisation expérimentale de l'endommagement est ensuite confrontée à la phénoménologie et la chronologie des mécanismes d'endommagement présentés dans la deuxième partie de ce mémoire.

L'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation est prise comme caractéristique de la réponse des vitrages feuilletés sous impact. Cette réponse, comparée à la densité d'énergie dégradée localement entre les fissures et mesurée en quasi statique, nous permet de confirmer le lien étroit qui existe entre la réponse locale et globale de l'assemblage feuilleté.

Enfin, en comparant l'évolution de l'endommagement à l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation et donc à la dissipation d'énergie, la résistance à la perforation des vitrages feuilletés est caractérisée.

Chapitre 8

Reproductibilité et évolution de l'endommagement

Pour une même distance de perforation et pour différents échantillons d'un même assemblage, l'analyse incrémentale suppose que les conditions initiales d'impact soient conservées mais aussi que les réponses des échantillons soient identiques.

Nous avons vu au chapitre 2 que la variabilité de la mesure de la contrainte à rupture du verre était due à la position et à la taille de microfissures réparties aléatoirement sur la surface du verre. Nous pouvons donc nous attendre à ce que les réponses des vitrages feuilletés testés puissent varier d'un échantillon à l'autre pour une même énergie incidente et une même distance de perforation.

Nous proposons dans ce chapitre d'étudier la reproductibilité de l'endommagement des vitrages feuilletés lors d'impacts interrompus avec le banc incrémental puis de suivre l'évolution de l'endommagement par discrétisation expérimentale.

1. Etude de la reproductibilité

Afin d'évaluer la reproductibilité de l'endommagement, une analyse qualitative du profil de fissuration et quantitative de l'évolution du déplacement de l'impacteur ont été menées.

Sur un nombre d'échantillons testés volontairement réduit, nous souhaitons montrer qu'une attention particulière doit être portée à l'analyse du profil de fissuration des vitrages feuilletés pour mettre en place une analyse incrémentale de l'évolution de l'endommagement.

1.1. Protocole d'essai

Les échantillons testés sont des vitrages feuilletés 44.2 (deux fois 4 mm de verre et un film intercalaire PVB de 0,76 mm) 300 mm par 300 mm fixés en appuis simples circulaires (280 mm de diamètre) et prélevés sur le même assemblage.

Le procédé « float » de fabrication du verre implique que la probabilité de rupture de la face du verre en contact avec le bain d'étain diffère légèrement de celle dite *atmosphère* au contact de l'air. En partant de la première face impactée jusqu'à la quatrième face des plis de verre à l'opposé du point d'impact, l'empilement est défini par air/étain/PVB/air/étain. Ainsi, lors des essais d'impact, les faces « étain » sont toujours sollicitées en extension.

Les vitrages seront positionnés de telle sorte que les distances maximales de perforation, c'est à dire les distances parcourues par l'impacteur après le contact avec le vitrage, soient de 60 et 100 mm avec une incertitude inférieure au dixième de millimètre.

Pour la distance de perforation de 60 mm, trois échantillons ont été testés avec une vitesse initiale de l'impacteur d'environ 9,4 $m.s^{-1}$.

Pour la distance de perforation de 100 mm, trois séries de trois échantillons ont été testées avec trois vitesses initiales de l'impacteur d'environ 8,4, 9,6 et 10 $m.s^{-1}$.

Les vitesses d'impact choisies pour tester les échantillons sont suffisamment importantes pour assurer la rupture des plis de verre et provoquer une déchirure du film intercalaire.

La température des vitrages lors des essais est mesurée à l'aide d'un vitrage feuilleté 44.2 témoin équipé d'un thermocouple dont la précision est de +/- 2°C au centre du film intercalaire composé de deux films PVB de 0,38 mm d'épaisseur.

1.2. Définition des critères de reproductibilité

Pour chaque série d'essais, le profil de fissuration est comparé à l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation.

1.2.1. Profil de fissuration

L'analyse qualitative du profil de fissuration est basée sur la mesure des différents cercles concentriques délimitant les zones de fissuration (Fig. 96 et Fig. 70 page 86) et sur le faciès de la déchirure du film intercalaire PVB.

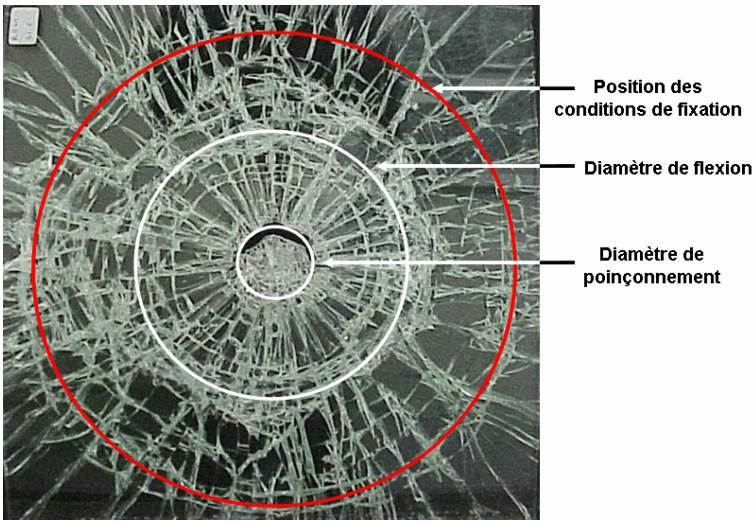


Fig. 96. Définition des cercles concentriques délimitant les zones de fissuration pour un vitrage feuilleté carré 44.2 fixé en appuis simples circulaires.

Le diamètre définissant les conditions de fixation est commun à tous les échantillons. Le *diamètre de poinçonnement* définit la zone sous le point d'impact fortement fissurée et caractéristique des impacts par projectile sphérique. Le *diamètre de flexion* délimite la zone intérieure fissurée principalement radialement et la zone extérieure mêlant fissures radiales et orthoradiales.

1.2.2. Evolution du déplacement de l'impacteur

L'analyse qualitative du profil de fissuration est couplée à une analyse quantitative du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés. Ce comportement est caractérisé par la mesure de l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation à l'aide du système de mesure par capteur laser présenté au paragraphe 2.1.3. du chapitre 7 (page 124). Nous représentons l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage en fonction du temps. Cette mesure nous permet de quantifier l'écart relatif entre chaque essai. Le déplacement maximum atteint au cours de la perforation correspond soit à la distance de perforation spécifiée avant essai, soit à la distance maximale parcourue par l'impacteur avant d'être arrêté par le vitrage ou de rebondir si la rigidité résiduelle du vitrage le permet.

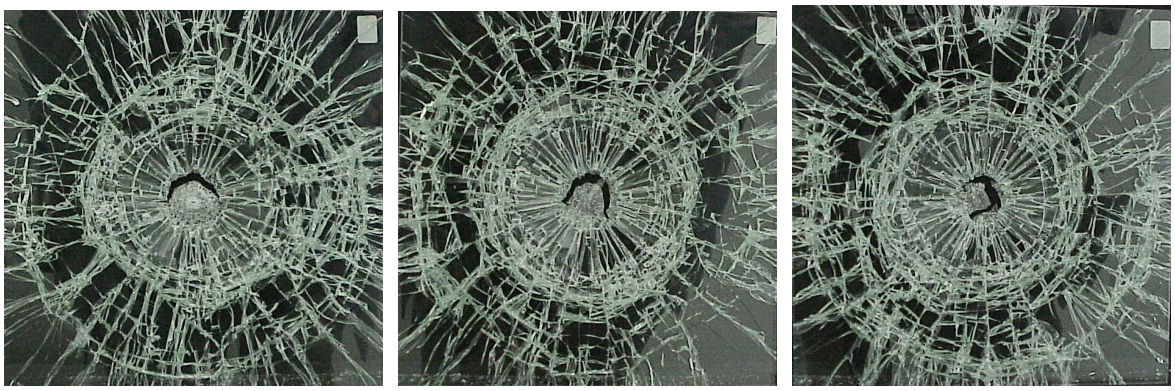
1.3. Essais d'impact interrompus

1.3.1. Distance de perforation de 60 mm

Les vitesses moyennes initiales de l'impacteur avant contact avec le vitrage sont calculées par régression linéaire sur les valeurs expérimentales du déplacement de l'impacteur. L'écart maximum entre ces vitesses est inférieur à 0,6 %.

Pour les trois essais d'impact interrompus consécutifs sur trois vitrages feuilletés 44.2, les profils de fissuration sont sensiblement les mêmes (Fig. 97). Les vitrages sont suffisamment sollicités pour qu'une déchirure soit amorcée au sein du film intercalaire. Cette rupture est initiée à la limite entre la zone de poinçonnement et la zone en flexion et les profils de déchirure sont proches pour les trois vitrages.

Le diamètre de poinçonnement mesure en moyenne 43 mm et le diamètre de flexion 170 mm ; l'embout sphérique de l'impacteur ayant un diamètre de 100 mm.



- a - - b - - c -

Fig. 97. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2 pour trois essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 60 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont respectivement : a) essai 1 : 9,46 m.s^{-1} b) essai 2 : 9,4 m.s^{-1}et c) essai 3 : 9,43 m.s^{-1}. La température des vitrages est de 18°C.

La flexion des vitrages sollicite un défaut critique proche du centre de la face « étain » des plis de verre et à l'opposé du point d'impact. Ce mécanisme est à l'origine de la fragmentation radiale des plis de verre. Dans le cas des céramiques (ou plus généralement des matériaux fragiles), Denoual [13] distingue la fragmentation dite simple (un seul défaut activé), de la fragmentation dite multiple (plusieurs défauts activés). Pour nos trois impacts, l'initiation de la fragmentation radiale des plis de verre peut être qualifiée de simple.

L'analyse qualitative des profils de fissuration montre la reproductibilité de l'endommagement des vitrages feuilletés. L'analyse des évolutions du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation confirme l'étroitesse des réponses des vitrages (Fig. 98). L'écart type maximum entre les mesures expérimentales est de l'ordre de 1,7 mm. Les déplacements maximums de l'impacteur mesurés correspondent à la distance maximale de perforation à 2 % près. L'écart relatif à la moyenne entre les trois déplacements maximums est de l'ordre du pourcent.

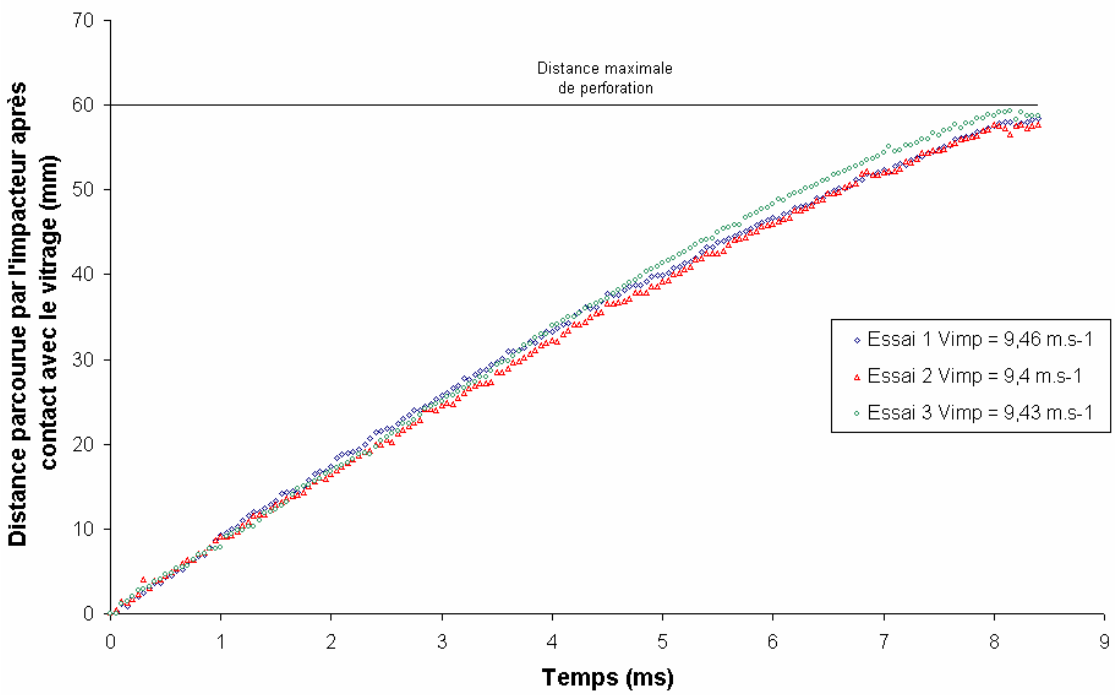


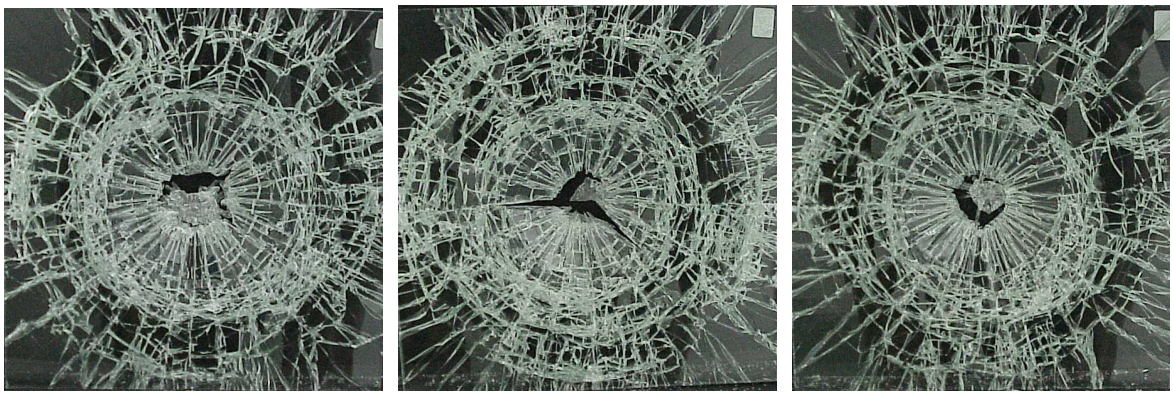
Fig. 98. Evolution du déplacement de l'impacteur au cours du temps après contact avec le vitrage pour trois essais d'impact interrompus à la vitesse de 9,4 m.s^{-1} et une distance de perforation de 60 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont renseignées pour chaque essai. La température des vitrages est de 18°C.

1.3.2. Distance de perforation de 100 mm

Pour cette distance de perforation, nous allons étudier l'influence de la vitesse d'impact sur l'endommagement et sur le déplacement de l'impacteur au cours de la perforation.

1.3.2.1. Vitesse d'impact de 9,6 m.s^{-1}

La vitesse d'impact est la même que celle utilisée pour les impacts interrompus à 60 mm de perforation. L'écart maximum entre les vitesses initiales de l'impacteur est de l'ordre du pourcent. Au niveau des conditions de rupture des plis de verre, les mêmes remarques s'appliquent sur l'initiation de la rupture des plis de verre. Les profils de fissuration des plis de verre sont proches de ceux des vitrages précédemment testés (Fig. 99). Cependant, les déchirures du film intercalaire sont ici plus importantes.



- a - - b - - c -

Fig. 99. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2 pour trois essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont respectivement : a) essai 1 : 9,55 m.s^{-1} b) essai 2 : 9,66 m.s^{-1}et c) essai 3 : 9,65 m.s^{-1}. La température des vitrages est de 18°C.

Le profil de déchirure du film intercalaire du deuxième essai diffère des deux autres. La déchirure du film est dans ce cas plus importante. En conséquence, les réponses des vitrages feuilletés, représentées par les courbes montrant l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation, diffèrent (Fig. 100). Si ces courbes sont proches avant d'atteindre leur maximum (écart type maximum inférieur à 2 mm jusqu'à 16 ms de perforation), elles divergent ensuite et nous pouvons relier cette dispersion à l'endommagement du film intercalaire qui est plus important pour le deuxième essai.

L'écart relatif à la moyenne entre les trois déplacements maximums est de l'ordre de 5 %. Les déplacements maximums atteints sont inférieurs à la distance maximale de perforation spécifiée (100 mm). Les vitrages sont en conséquence non traversés et l'impacteur rebondit pour chaque essai.

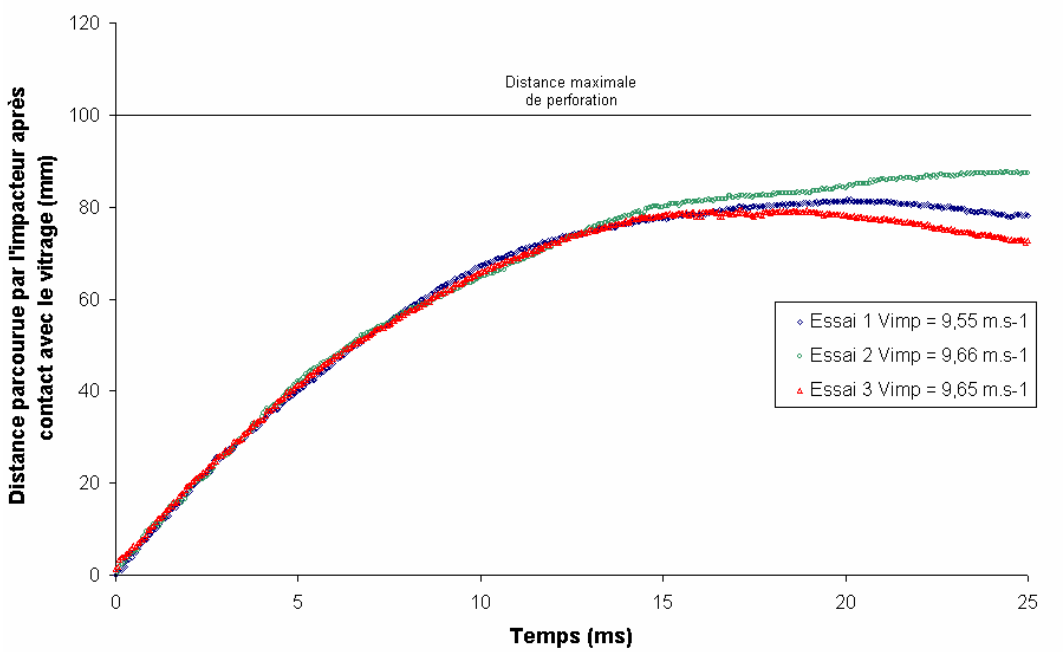


Fig. 100. Evolution du déplacement de l'impacteur au cours du temps après contact avec le vitrage pour trois essais d'impact interrompus à la vitesse de 9,6 m.s^{-1} et une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont renseignées pour chaque essai. La température des vitrages est de 18°C.

La comparaison entre les courbes expérimentales des essais interrompus à 60 mm et 100 mm de perforation sur l'intervalle de temps [0 ; 8 ms] et pour une vitesse d'impact d'environ 9,6 m.s^{-1} montre que l'écart type maximum est de l'ordre du millimètre. Les comportements ne diffèrent donc pas pour les deux distances de perforation spécifiées.

1.3.2.2. Vitesse d'impact de 8,4 m.s^{-1}

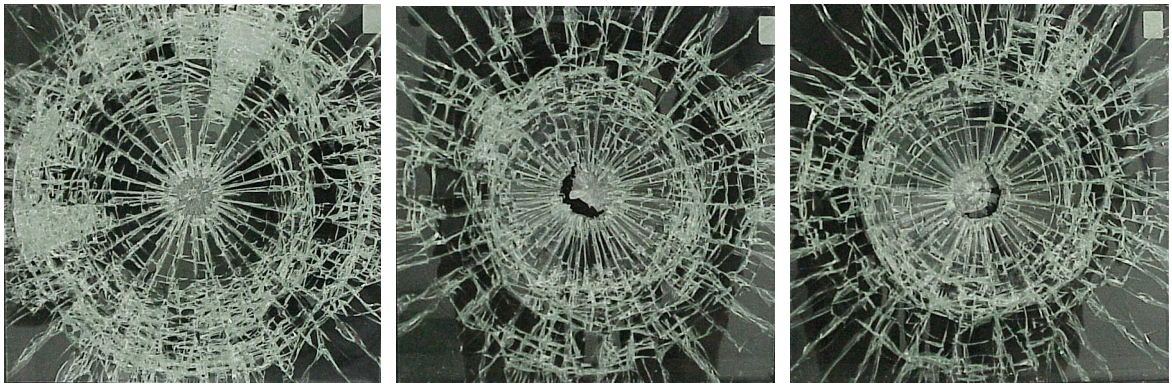
L'écart maximum entre les vitesses initiales de l'impacteur est inférieur au pourcent. La vitesse d'impact étant plus faible que lors des essais précédents, la fissuration est en conséquence moins dense sauf pour le premier essai qui diffère fortement des deux autres par un diamètre de flexion beaucoup plus important (proche du diamètre délimitant les conditions de fixation) et une absence de déchirure du film intercalaire (Fig. 101).

La déformée du vitrage feuilleté lors du premier essai est en conséquence moins locale. L'énergie cinétique de l'impacteur est dégradée sur une plus grande surface du vitrage et la dissipation énergétique est plus rapide que pour les deux autres essais (Fig. 102). Les

conditions initiales d'impact variant faiblement d'un essai à l'autre, la réponse du vitrage feuilleté lors du premier essai est donc due aux conditions de rupture des plis de verre.

Les réponses des vitrages feuilletés lors des deux derniers essais sont sensiblement les mêmes avec un écart maximum inférieur à 6 % sur le déplacement de l'impacteur avant rebond.

Les déplacements maximums atteints par l'impacteur au cours de ces impacts interrompus sont de l'ordre de 60 mm : environ 56 mm pour le premier essai et 63 mm pour les deux autres essais. Pour ces trois essais, l'impacteur ne traverse pas le vitrage feuilleté et rebondit.



- a - - b - - c -

Fig. 101. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2 pour trois essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont respectivement : a) essai 1 : 8,4 m.s^{-1} b) essai 2 : 8,46 m.s^{-1}et c) essai 3 : 8,4 m.s^{-1}. La température des vitrages était de 18°C.

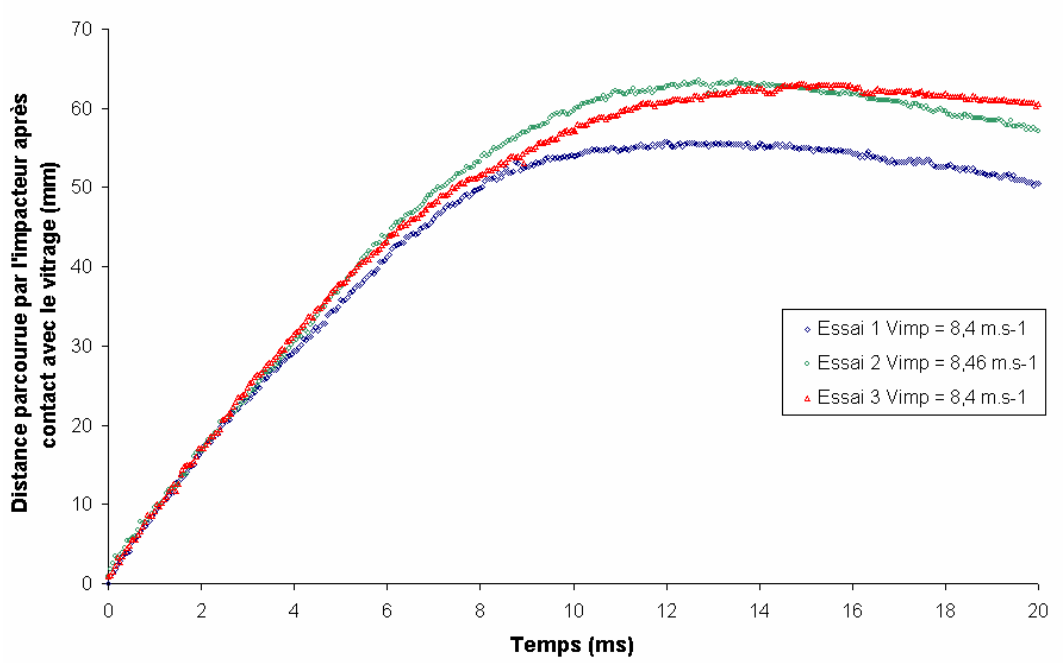


Fig. 102. Evolution du déplacement de l'impacteur au cours du temps après contact avec le vitrage pour trois essais d'impact interrompus à la vitesse de 8,4 m.s^{-1} et une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont renseignées pour chaque essai. La température des vitrages est de 18°C.

1.3.2.3. Vitesse d'impact de 10 m.s^{-1}

L'écart maximum entre les vitesses initiales de l'impacteur est inférieur à 2 % et les profils de fissuration sont conformes à ceux observés lors des essais précédents (Fig. 103).

Les diamètres de poinçonnement sont de l'ordre de 45 mm et les diamètres de flexion de l'ordre de 170 mm sauf pour le troisième essai qui est d'environ 200 mm. La fragmentation des plis de verre n'est pas sensiblement différente de celle obtenue lors des essais interrompus pour une vitesse d'impact de 9,4 m.s^{-1}.

Les déchirures du film intercalaire sont ici plus importantes. En conséquence, les déplacements maximums de l'impacteur sont ici de l'ordre de la distance maximale de perforation pour les deux premiers essais (~ 100 mm).

L'écart maximum entre les réponses des vitrages feuilletés lors des deux premiers essais est inférieur à 6 %.

Le diamètre de flexion, plus important dans le cas du troisième essai, favorise la dégradation de l'énergie cinétique incidente et limite la déchirure du film intercalaire et donc le déplacement maximal de l'impacteur qui est ici de l'ordre de 80 mm.

- a - - b - - c -

Fig. 103. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2 pour trois essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont respectivement : a) essai 1 : 10,1 m.s^{-1} b) essai 2 : 10 m.s^{-1}et c) essai 3 : 9,96 m.s^{-1}. La température des vitrages était de 18°C.

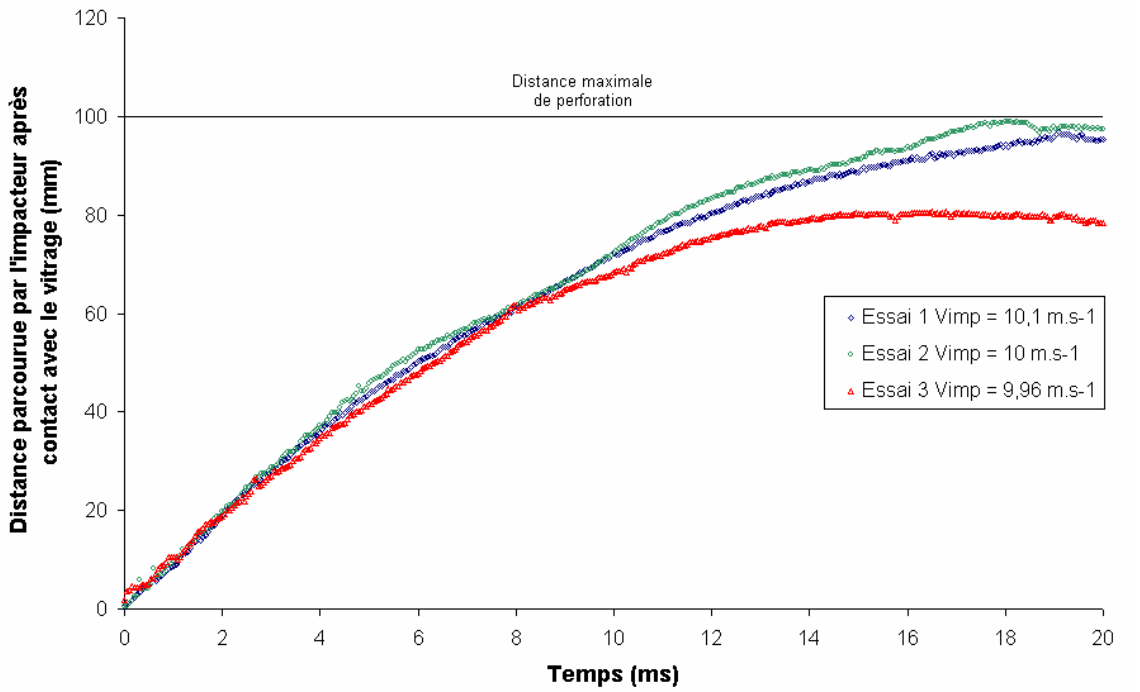


Fig. 104. Evolution du déplacement de l'impacteur au cours du temps après contact avec le vitrage pour trois essais d'impact interrompus à la vitesse de 10 m.s^{-1} et une distance de perforation de 100 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont renseignées pour chaque essai. La température des vitrages est de 18°C.

L'augmentation de la vitesse d'impact se traduit par une évolution de l'endommagement (fissuration, déchirure) et de la distance parcourue par l'impacteur après contact avec le vitrage. En conséquence, le temps d'interaction impacteur/vitrage augmente avec la vitesse d'impact.

1.4. Synthèse des essais d'impact interrompus

L'analyse des profils de fissuration montre que la fragmentation radiale des plis de verre peut être considérée comme simple (un seul défaut activé). Elle est provoquée, pour chaque pli de verre, par l'activation d'un défaut critique situé au centre de la face « étain » opposée à l'impact et sollicitée en extension (mode I). La fragmentation des vitrages feuilletés testés sur le banc incrémental est identique à celle obtenue avec une tour de chute et un projectile sphérique de même masse que l'impacteur (cf. Fig. 32 page 49 et Fig. 42 page 59).

L'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation est prise comme représentative de la réponse du vitrage feuilleté. Confrontée à l'analyse qualitative du profil de fissuration des vitrages feuilletés, elle montre qu'elle est fortement dépendante des conditions de fragmentation. De plus, dans le cadre de la théorie du maillon le plus faible, au delà de la valeur de la contrainte à rupture des plis de verre, c'est la localisation même du ou des défauts critiques qui va conditionner le profil de fragmentation des plis de verre constituant le vitrage feuilleté et donc la réponse globale à l'impact. Pour illustrer ce propos, la figure 105 montre un cas extrême où le défaut activé responsable de la fissuration du pli de verre opposé à l'impact est nettement décentré. La fragmentation obtenue est ici nettement différente de celle observée classiquement.

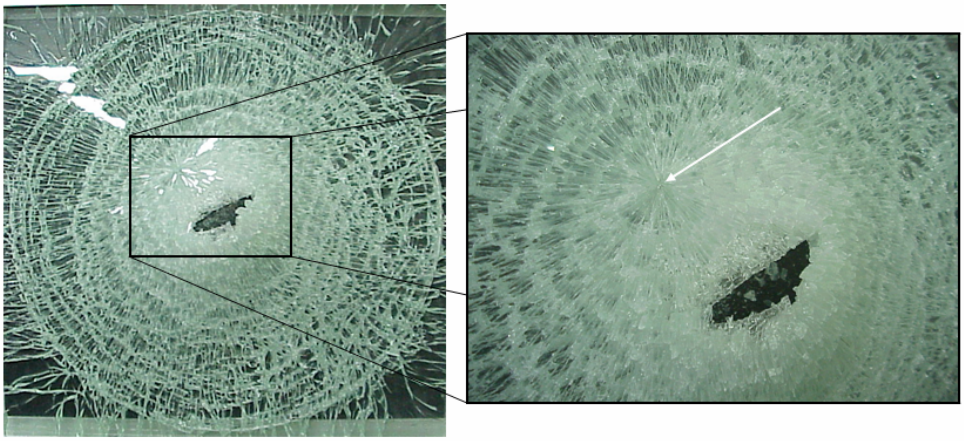


Fig. 105. Photographies de la face opposée à l'impact d'un vitrage feuilleté 44.2 après un essai d'impact interrompu à une distance de perforation de 100 mm. Le défaut responsable de la fragmentation du pli de verre opposé à l'impact est indiqué par une flèche. La vitesse initiale de l'impacteur est d'environ 8,8 m.s^{-1}. La température du vitrage est de 18°C.

Si les profils de fissuration sont proches, les réponses des vitrages feuilletés sont sensiblement les mêmes. Sur un faible nombre d'essais interrompus, des dispersions sont cependant constatées et peuvent être reliées au profil de fragmentation et sont donc dues aux conditions de rupture des plis de verre.

La reproductibilité est donc dépendante des conditions de rupture des plis de verre liées à la localisation des lieux de rupture et à la taille des défauts critiques.

Plus le diamètre de flexion est important plus la réponse du vitrage est délocalisée et favorise la dégradation de l'énergie cinétique incidente.

Une analyse qualitative du profil de fragmentation des vitrages feuilletés et quantitative de l'évolution du déplacement de l'impacteur lors des essais d'impact interrompus permettra cependant d'écarter les vitrages dont les réponses différeraient trop les unes des autres.

2. Evolution de l'endommagement

2.1. Discrétisation expérimentale

Huit vitrages 44.2, 300 mm par 300 mm, fixés en appuis simples circulaires (Ø 280 mm) ont été impactés pour une vitesse de l'impacteur de 8,7 $m.s^{-1}$ (+/- 0,5 %) et des distances de perforation variant de 0 à 70 mm tous les 10 mm (Fig. 106). La durée approximative de l'impact non interrompu est de 15 ms et l'énergie d'impact est d'environ 150 J : le vitrage est perforé mais non traversé.

Lorsque le vitrage est positionné à 150 mm de l'extrémité de l'embout de l'impacteur, la distance de perforation est théoriquement nulle. Cependant, nous avons quantifié que le corps de l'impacteur se déformait lors de l'arrêt d'approximativement 1 mm. Cette distance de perforation permet cependant d'illustrer l'initiation de l'endommagement.

A ce niveau d'endommagement, les fissures radiales initiées au centre du vitrage à l'opposé du point d'impact sont prépondérantes. Les fissures orthoradiales sont en grande majorité présentes au niveau des fixations. Pour une distance de perforation de 10 mm, les fissures radiales sont plus nombreuses et la zone de fragmentation dense sous le point d'impact est nettement marquée. Les fissures orthoradiales restent localisées au niveau des fixations. Pour les trois incréments suivants (20, 30 et 40 mm), le diamètre de la zone fortement fissurée sous le point d'impact n'évolue plus et est suivie de fissures radiales très denses. Cette deuxième zone est à rapprocher des zones de fissuration définies pour l'impact normatif EN 356 (Fig. 36 page 51).

Entre les incréments 40 et 50 mm, le film intercalaire polymère est déchiré à la jonction de la zone de forte fragmentation et de celle constituée principalement de fissures radiales. Cette déchirure évolue ensuite le long des fissures radiales mais à partir de la distance de perforation de 60 mm, l'endommagement n'évolue plus et toute l'énergie d'impact est dégradée par le vitrage.

2.2. Discussion

La discrétisation expérimentale de l'impact à l'aide du banc incrémental permet de suivre expérimentalement l'évolution du profil de fissuration et de l'endommagement du film intercalaire (Fig. 106).

L'état de contrainte est biaxial et engendre deux types de fissures : les fissures radiales dues aux contraintes orthoradiales de flexion et les fissures orthoradiales causées par les contraintes de flexion dans la direction radiale [61]. Les fissures radiales initiées par flexion sur les faces arrières des plis de verre sont rapidement suivies de fissures orthoradiales conformément aux observations de Bouzid *et al.* pour du verre monolithique [55]. L'état de fragmentation provoqué par poinçonnement au centre du vitrage et identifiable sur la figure 106 (distance de perforation : 10 mm) s'explique par l'état de contrainte généré lors du contact de type Hertzien combiné à la rupture en flexion de la face arrière du pli de verre impacté [60]. Le profil de fissuration est ensuite fonction du champ de déplacement induit par l'impacteur pour ces conditions de fixation circulaire particulières. Le film intercalaire sollicité localement en traction entre les lèvres des fissures est alors soumis à des efforts d'indentation par les arêtes des fragments qui peuvent introduire des défauts à la surface du polymère. Ce processus pressenti par Hunstberger [69] et constaté par Walley *et al.* sur des assemblages verre/polyuréthane/polycarbonate [59] conduit à la propagation d'une déchirure le long des fissures radiales et orthoradiales.

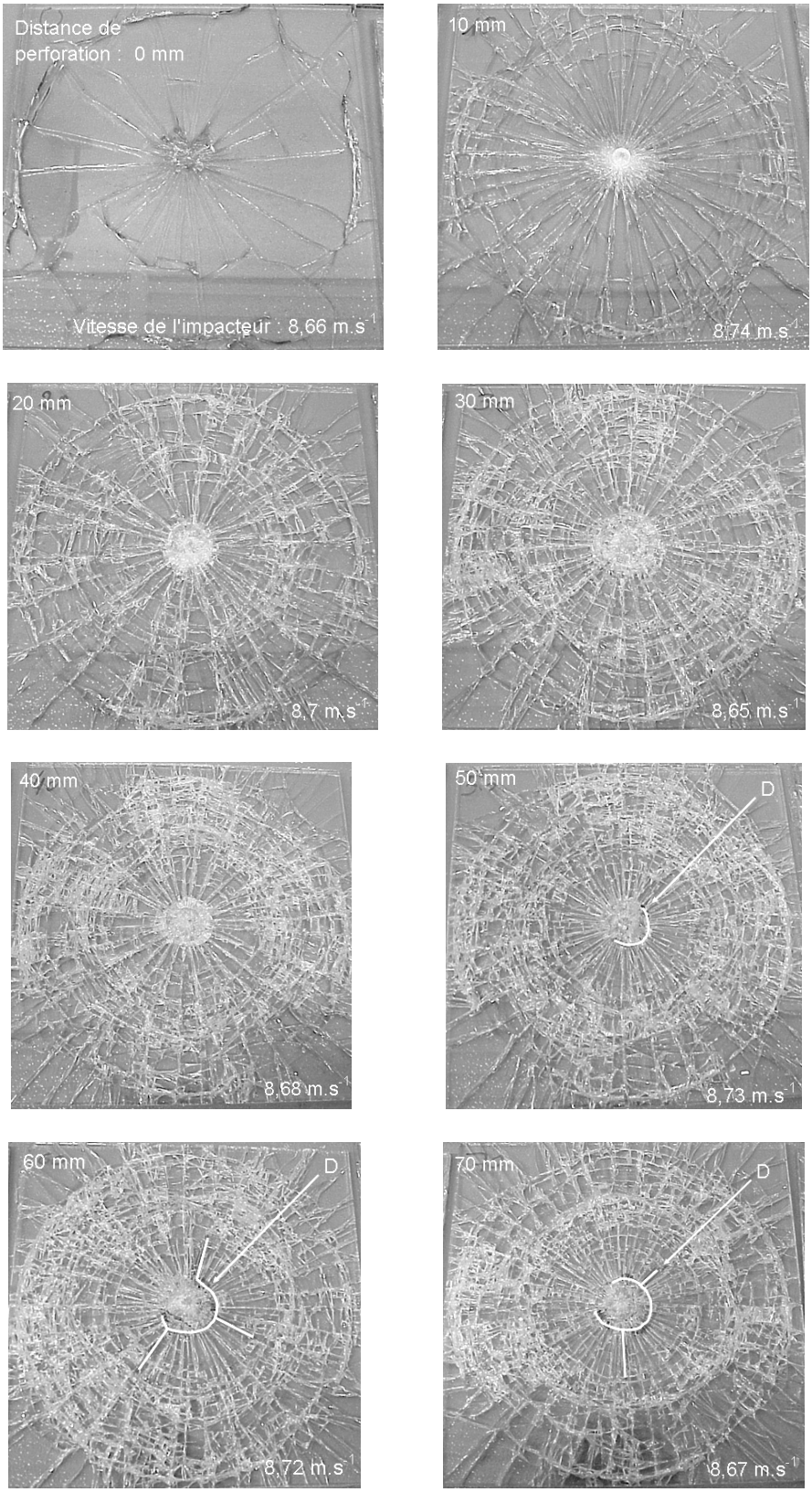


Fig. 106. Discrétisation expérimentale de l'évolution de l'endommagement pour une énergie de 150 J. Le premier impact correspond à une distance de perforation théorique de 0 mm soit 150 mm entre la face impactée du vitrage et l'extrémité de l'embout de l'impacteur en position initiale. Pour les positions 50, 60 et 70, le vitrage est déchiré (D) mais non traversé. La vitesse d'impact est renseignée pour chaque essai et est d'environ 8,7 m.s^{-1}. La température des vitrages est de 17°C.

Cette évolution de l'endommagement est à rapprocher de la fragmentation provoquée lors du premier impact de l'essai normatif EN 356 et du profil de la déchirure du vitrage feuilleté 44.2 de 300 mm par 300 mm après l'essai de choc à la bille réalisée pour mesurer l'énergie dissipée par fissuration. Nous retrouvons typiquement les quatre zones de fissuration définies pour l'essai normatif EN 356 (Fig. 36 page 51) et la localisation de la déchirure est conforme à celle permettant le passage du corps de choc pour une énergie d'impact de 240 J (bille en acier de 4.1 kg chutant d'une hauteur de 6 m : Fig. 42 page 59).

Il est de plus remarquable que la frontière, entre la zone de forte fragmentation initiée par poinçonnement sous le point d'impact et la zone principalement constituée de fissures radiales et provoquée par flexion, favorise l'amorçage de la déchirure du film intercalaire même si celle-ci peut être uniquement due à la résistance en traction du polymère.

3. Cas des impacts successifs

Ce banc d'essai d'impact permet de traiter des impacts successifs et de caractériser la rigidité résiduelle des vitrages feuilletés après un ou plusieurs impacts.

Pour les petites dimensions que nous utilisons, nous ne pouvons faire varier la position du point d'impact. Cependant, un dispositif avait été prévu afin de pouvoir traiter des impacts successifs sur des vitrages de plus grandes dimensions et donc de faire varier la position du point d'impact.

Un vitrage feuilleté 44.2, 300 mm par 300 mm a été positionné à 10 mm de l'impacteur en position initiale. La distance de perforation maximale admissible est donc de 140 mm au dixième de millimètre près. Le vitrage est impacté trois fois et pour chaque impact, l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation est enregistrée (Fig. 107).

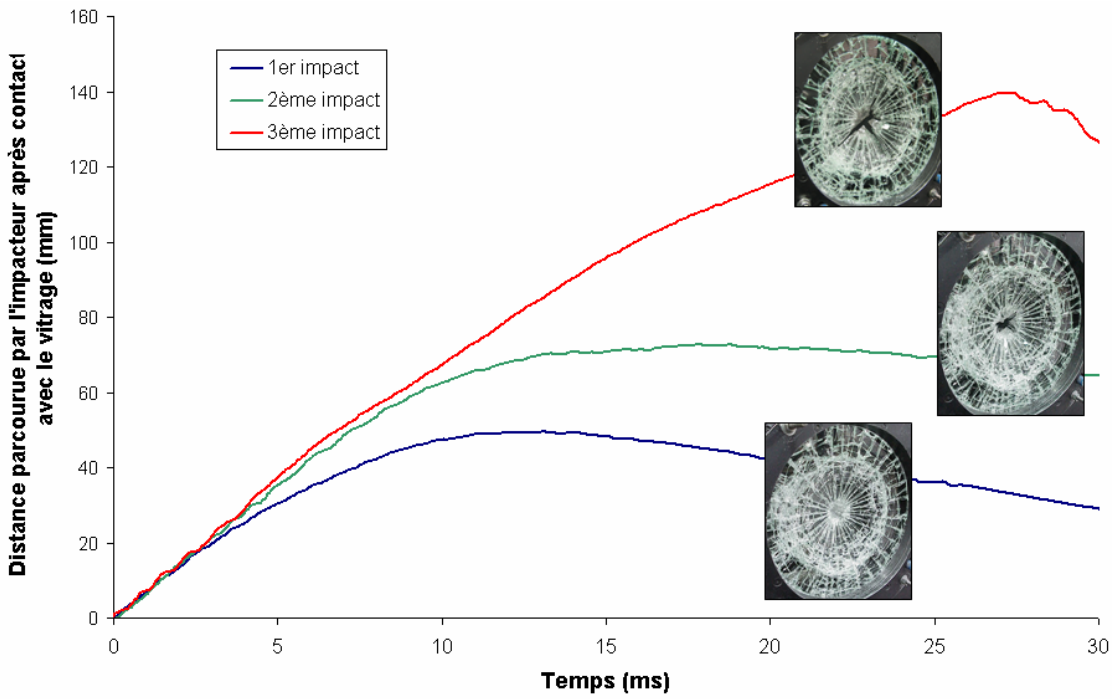


Fig. 107. Courbes d'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage pour trois essais d'impacts successifs sur un vitrage feuilleté 44.2, 300 mm par 300 mm et profils de fissuration et de déchirure associés. La vitesse initiale de l'impacteur est d'environ 8 m.s^{-1}, soit une énergie d'impact d'environ 130 J. La température des vitrages lors des essais est de 18°C.

Au premier impact, la totalité de l'énergie cinétique incidente de l'impacteur est dégradée et l'impacteur rebondit. La distance maximale parcourue par l'impacteur après contact avec le vitrage est d'environ 50 mm. Le film intercalaire n'est pas déchiré.

Au deuxième impact, une déchirure est initiée au sein du film intercalaire et le déplacement maximum atteint par l'impacteur est maintenant de 73 mm.

Enfin, au troisième impact, les déchirures au sein du film intercalaire sont suffisamment importantes pour laisse passer l'impacteur : le vitrage est traversé.

Cette méthodologie pourra être ainsi utilisée pour comparer et caractériser la résistance aux impacts successifs des vitrages feuilletés et valider le choix de la configuration adéquate.

4. Synthèse

La réponse des vitrages feuilletés est directement liée au faciès de fragmentation des plis de verre et donc à la localisation et à la taille des défauts critiques responsables de leur rupture.

Le caractère aléatoire de la répartition et de la nature des défauts va donc conditionner la reproductibilité du comportement des vitrages feuilletés sous impact.

Dans la gamme de vitesse considérée, la fragmentation radiale des plis de verre peut être qualifiée de simple car elle est généralement due à l'activation d'un seul défaut critique. Une fragmentation du vitrage feuilleté répartie uniformément favorisera la dégradation de l'énergie incidente ; a contrario une zone sollicitée en flexion de faible diamètre facilitera la rupture du film intercalaire et donc le passage du corps de choc.

Sur un faible nombre d'essais, la dispersion du comportement des vitrages feuilletés est constatée, mais une analyse qualitative du profil de fissuration des vitrages couplée à une analyse quantitative de l'évolution du déplacement de l'impacteur durant la perforation, permet de sélectionner les résultats aux essais d'impact interrompus en vue d'une analyse incrémentale.

La caractérisation du comportement à l'impact des vitrages feuilletés devra cependant prendre en compte un plus grand nombre d'échantillons.

La discrétisation expérimentale à l'aide du banc incrémental permet de visualiser l'évolution de l'endommagement et les conditions de rupture du film intercalaire. L'endommagement obtenu avec le banc incrémental est conforme à celui obtenu lors d'essais à la tour de chute.

Le banc incrémental est aussi un outil pour caractériser le comportement aux impacts successifs des vitrages feuilletés.

Chapitre 9

Confrontation entre la dégradation d'énergie et l'évolution de l'endommagement

Le chapitre précédent nous a donné les éléments nécessaires à la quantification indirecte de la réponse du vitrage feuilleté sous impact et à la discrétisation expérimentale de l'évolution de l'endommagement. Nous allons nous intéresser maintenant à la caractérisation de la résistance à la perforation des vitrages feuilletés. Dans un premier temps, nous confronterons la réponse de différents assemblages feuilletés à leur capacité à dégrader de l'énergie localement en quasi statique. Puis, nous définirons des critères de résistance à la perforation basés sur la comparaison entre l'évolution de la dégradation de l'énergie incidente et l'évolution de l'endommagement.

1. Influence du film intercalaire

1.1. Objectif

Le banc incrémental permet, par la mesure du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation, de quantifier la réponse des vitrages feuilletés à l'impact perforant. Nous souhaitons ici comparer les réponses à l'impact de vitrages feuilletés 44.2 assemblés avec différents films intercalaires commerciaux. Nous confronterons les résultats obtenus à l'aide du banc incrémental à ceux obtenus lors d'essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées en quasi statique afin de montrer la pertinence d'une analyse prédictive basée sur la quantification de la dégradation locale de l'énergie.

1.2. Essais d'impact interrompus

1.2.1. Protocole d'essais

Les vitrages feuilletés impactés sont des vitrages 44.2, 300 mm par 300 mm, fixés en appuis simples circulaires (Ø 280 mm). La séquence d'empilement des verres de 4 mm est air/étain/air/étain. La face « air » étant impactée, les faces « étain » des deux verres sont sollicitées en flexion. La température des vitrages est mesurée comme précédemment à l'aide d'un vitrage feuilleté 44.2 témoin équipé d'un thermocouple (précision +/- 2°C) au centre du film intercalaire composé de deux films PVB de 0,38 mm d'épaisseur. La distance de perforation maximale admise pour cet essai est 140 mm (+/- 0,1 mm). La pression d'essai est de 3,5 bar, ce qui correspond à une vitesse initiale de l'impacteur (4 kg) de 9,3 m/s (+/- 1 %) ; soit une énergie cinétique initiale d'environ 170 J. L'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation est enregistrée à la fréquence de 20 kHz ; soit une mesure toutes les 50 µs. La précision sur la mesure du déplacement de l'impacteur est inférieure à +/- 0,5 mm.

1.2.2. Evolution du déplacement de l'impacteur

La nature des assemblages testés et les conditions initiales de vitesse de l'impacteur et de température des vitrages avant essai sont répertoriées dans le tableau suivant :

Numéro essai	Nom du film intercalaire	Vitesse de l'impacteur (m/s) (+/- 0,1 %)	Température du vitrage (°C) (+/- 2 °C)	Epaisseur vitrage (mm)
1	PVB 1	9,3	21	8,5
2	PVB 1	9,4	22	8,5
3	PVB 1	9,4	22	8,5
4	PVB 2	9,3	21	8,46
5	PVB 2	9,3	21	8,46
6	PVB 2	9,3	21	8,46
7	PVB 3	9,3	16	8,46
8	PVB 3 renforcé	9,3	16	8,51
9	PVB 4	9,2	17	8,46
10	PVB 5	9,2	20	8,46
11	PVB 5	9,3	20	8,46
12	PVB 5	9,3	20	8,46
13	PVB 5	9,3	21	8,46

Tab 7. Nature des assemblages feuilletés 44.2 testés et conditions initiales des essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 140 mm.

L'assemblage de l'essai 8 est constitué à partir d'un film intercalaire PVB 3 renforcé afin d'augmenter son énergie de déformation à rupture.

Les résultats aux essais d'impact interrompus sont représentés sur la figure 108.

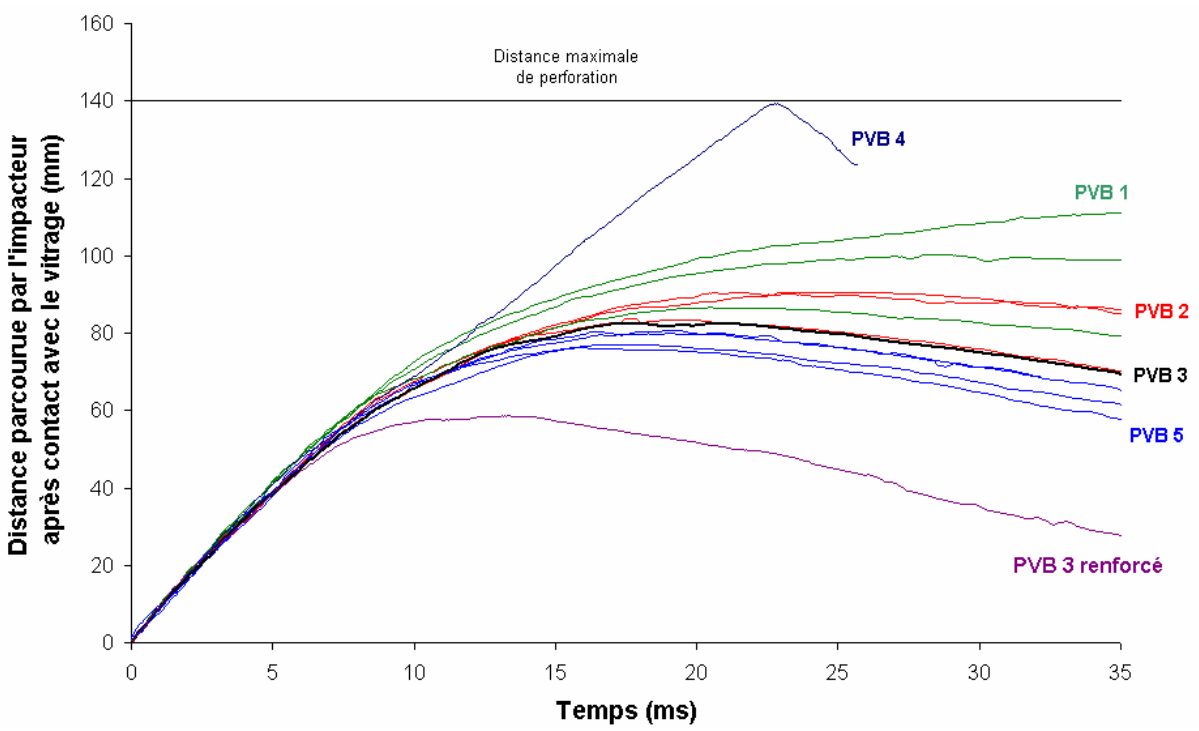


Fig. 108. Evolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation pour différents assemblages feuilletés 44.2, 300 mm par 300 mm fixés en appuis simples circulaires (Ø 280 mm). La distance de perforation est de 140 mm et la vitesse d'impact de 9,3 m/s (+/- 1 %). La température des vitrages au moment de l'impact varie entre 16°C et 22°C suivant l'essai.

1.2.3. Profils de fissuration

Les figures 109 et 110 suivantes représentent les profils de fissuration et de déchirure des vitrages feuilletés impactés sur le banc incrémental pour une distance de perforation de 140 mm et une vitesse d'impact d'environ 9,3 m.s^{-1} soit une énergie initiale de 170 J.

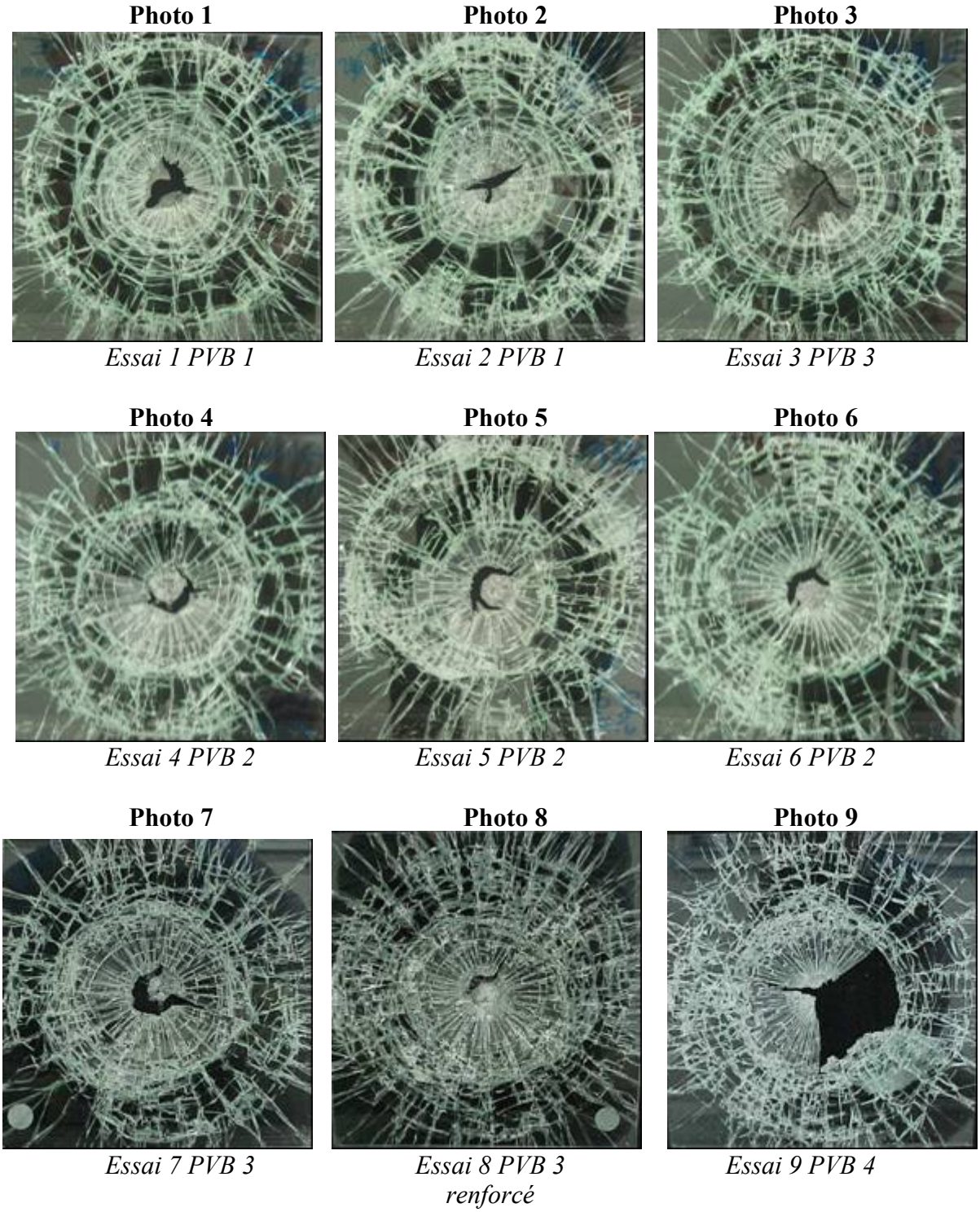


Fig. 109. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2, constitués à partir des PVB 1, 2, 3 ou 4, lors d'essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 140 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont d'environ 9,3 m.s^{-1}. La température des vitrages lors des essais est d'environ 20°C.

Photo 10

Essai 10 PVB 5

Photo 11

Essai 11 PVB 5

Photo 12

Essai 12 PVB 5

Photo 13

Essai 13 PVB 5

Fig. 110. Photographies des faces impactées des vitrages feuilletés 44.2, constitués à partir du PVB 5 lors d'essais d'impact interrompus à une distance de perforation de 140 mm. Les vitesses initiales de l'impacteur sont d'environ 9,3 m.s^{-1}. La température des vitrages lors des essais est d'environ 20°C.

1.3. Essais de traction

Pour chaque assemblage testé sur le banc incrémental, des essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées 44.2 ont été réalisés à 20°C et à 800 mm/min (cf. chap. 5 § 3.4. page 75). La densité d'énergie, par unité de surface de film intercalaire, dégradée par déformation avant propagation du délaminage ou rupture du film a été alors déterminée.

L'essai de traction est schématisé sur la figure 49 page 71. Les éprouvettes mesurent 50 mm de large sur 150 mm de long.

Les résultats aux essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées sont représentés sur la figure 111 et sont classés par ordre croissant. Les barres représentent l'écart type et l'erreur systématique des mesures.

Pour les éprouvettes feuilletées découpées dans les assemblages réalisés avec les films intercalaires PVB 1, 2, 3, 3 renforcé et 5, la force maximale mesurée correspond à l'amorçage d'un délaminage à l'interface verre/film intercalaire. En revanche, pour l'assemblage réalisé avec du PVB 4, la force maximale mesurée correspond à la rupture du film intercalaire.

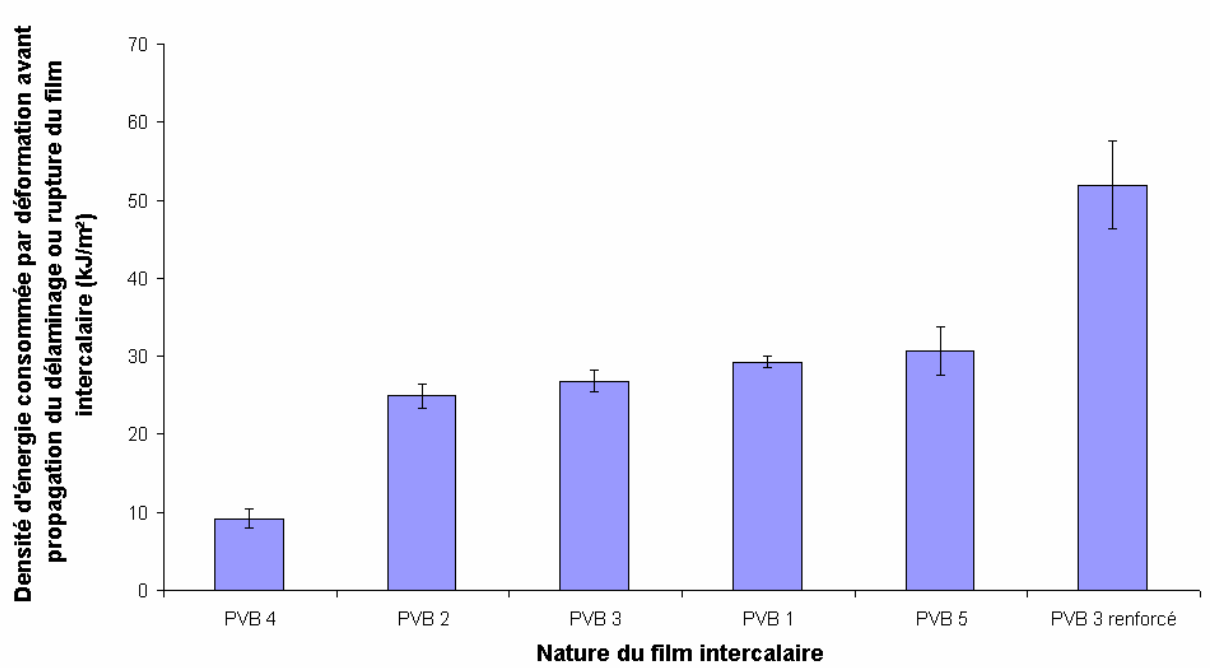


Fig. 111. Densité d'énergie par unité de surface de film intercalaire dégradée par déformation avant propagation du délaminage ou rupture du film intercalaire (dans le cas du PVB 4). Les assemblages testés sont des éprouvettes feuilletées 44.2 préfissurées. La température et la vitesse de sollicitation sont respectivement de 20°C et de 800 mm/min.

1.4. Conclusions

La plage de température couverte par ces essais (16 à 22°C) est de l'ordre de celle recommandée par la norme EN 356 : (23 +/- 2)°C. En excluant les essais d'impact avec les PVB 3 et 4, la plage de température se réduit entre 20 et 22°C.

Suite aux essais d'impact avec le banc incrémental, nous pouvons déduire que l'assemblage réalisé avec le film PVB 4 est nettement moins bon que les autres assemblages. Les déchirures importantes provoquées au cours de l'impact permettent à l'embout sphérique de l'impacteur de traverser le vitrage contrairement aux autres assemblages (cf. photo 9 Fig. 109).

A l'opposé, l'assemblage réalisé avec du PVB 3 renforcé montre que ce dernier permet d'améliorer notablement la résistance à la perforation vis à vis d'un assemblage standard. Cependant, l'assemblage étant plus rigide, la fragmentation est plus dense que pour les autres vitrages (cf. photo 8 Fig. 109). De plus, le déplacement maximal de l'impacteur est atteint plus rapidement : 13,4 ms contre 17,55 ms pour l'assemblage constitué avec du PVB 3. Le film intercalaire PVB 3 renforcé n'évite pas, pour les conditions initiales utilisées, la déchirure de l'intercalaire (cf. photo 8 Fig. 109).

Les comportements des assemblages réalisés avec du film PVB 2, 3 et 5 sont équivalents et se traduisent par des profils de fragmentation voisins et des déchirures du film intercalaire insuffisantes pour laisser passer le corps de choc (cf. photos 4, 5, 6, 7 Fig. 109 et 10, 11, 12 et 13 Fig. 110).

Nous retrouvons pour tous ces essais le profil de fissuration des plis de verre classique défini au chapitre 8 (cf. Fig. 96 page 134).

Les propriétés mécaniques du film intercalaire PVB 1 ont pour conséquence une localisation de la déformation du vitrage au niveau du point d'impact et donc une fragmentation plus dense à cet endroit (cf. photos 1, 2 et 3 Fig. 109). Cette fragmentation conduit à un délaminage plus important des fragments de petites tailles au niveau du point d'impact et à une déchirure plus importante du film intercalaire. Les dispersions entre les trois essais (~ 20 % d'écart entre les déplacements maximums ; ~ 30 % sur les temps correspondants) peuvent s'expliquer par l'influence plus significative de la rupture de l'intercalaire et de la propagation de cette déchirure sur le comportement global du vitrage. Les profils de déchirure de ce film sont fortement variables sur les trois essais (cf. photos 1, 2 et 3 Fig. 109). Les dispersions sont moindres dans le cas du PVB 2 (~ 5 % d'écart entre les déplacements maximums) et du PVB 5 (~ 6 % d'écart entre les déplacements maximums).

Au delà des dispersions inhérentes à la nature aléatoire de la répartition des microfissures responsables de la rupture des plis de verre, l'hétérogénéité des conditions d'adhésion peut être la cause de variations des résultats. Ces dernières peuvent être sensiblement limitées par un choix judicieux du lieu de prélèvement des échantillons sur l'assemblage.

Le classement de ces assemblages feuilletés vis à vis de la résistance à le perforation correspond à celui établi après essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées vis à vis de la densité d'énergie. Seul, le résultat obtenu par les assemblages constitués avec du film intercalaire PVB 1 ne correspond pas. Cela s'explique, d'une part, par la forte dispersion des résultats et d'autre part, par la localisation de la déformation du vitrage lors des essais d'impacts qui favorise une sollicitation locale du film intercalaire beaucoup plus importante que pour les autres assemblages. Cependant, les réponses à l'impact des assemblages réalisés avec du film PVB 1 sont similaires à celles du PVB 2, 3 et 5 conformément aux valeurs mesurées pour leurs densités d'énergie, qui en tenant compte de l'écart type, restent proches.

Nous pouvons lier la caractérisation de la résistance à la perforation des vitrages feuilletés à la quantification de la capacité d'un assemblage feuilleté à dégrader localement de l'énergie entre les fissures par déformation avant propagation d'un délaminage ou rupture cohésive. Ce lien a été établi en croisant essais d'impact et mesures quasi statiques et mériterait d'être confirmé par l'analyse d'essais de traction en dynamique sur éprouvettes feuilletées préfissurées.

2. Confrontation Energie / Endommagement

Nous souhaitons ici comparer la discrétisation expérimentale de l'évolution de l'endommagement à l'évolution de la dissipation de l'énergie cinétique de l'impacteur. Cette confrontation Energie/Endommagement nous permettra de définir les caractéristiques des vitrages feuilletés vis à vis de la résistance à la perforation.

Deux assemblages feuilletés, constitués de films intercalaires différents, sont testés pour la même énergie incidente. Le premier assemblage est traversé pour une distance de perforation de 140 mm alors que le second ne permet pas le passage du corps de choc même si le film intercalaire est déchiré.

2.1. Cas d'un impact perforant

Huit vitrages 44.2, 300 mm par 300 mm, sont impactés pour une vitesse initiale d'environ 9,2 $m.s^{-1}$, soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors des essais était d'environ (20 +/- 2)°C.

2.1.1. Essais d'impact interrompus

Les distances de perforation associées à ces huit essais sont : 20, 40, 50, 60, 80, 100, 120 et 140 mm. Les courbes de déplacement de l'impacteur pour chaque distance de perforation sont représentées sur la figure suivante. Elles représentent l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage. L'écart type relatif à la moyenne des résultats expérimentaux est d'environ 6 % à partir de 1,4 ms.

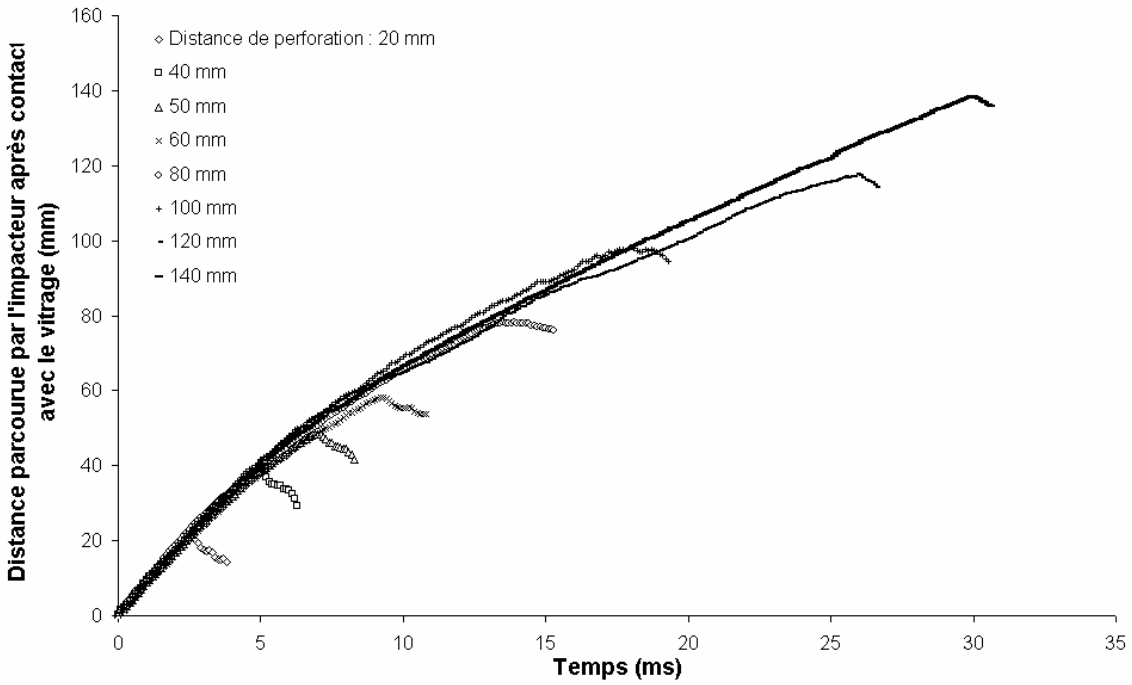


Fig. 112. Courbes représentant l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage lors d'essais d'impact interrompus à différentes distances de perforation. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors des essais est de 20°C.

Pour chaque courbe, l'impacteur interagit avec le vitrage jusqu'à ce qu'il rencontre la butée qui le fait rebondir. Le rebond de l'impacteur correspond aux points d'inflexion des courbes expérimentales dont une partie seulement est représentée après contact entre la butée et l'impacteur.

Pour la distance de perforation de 140 mm, la déchirure du film intercalaire est suffisante pour laisser passer l'impacteur. Le vitrage feuilleté est en conséquence traversé.

2.1.2. Evolution de l'énergie

L'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation nous permet par dérivation d'obtenir l'évolution de la vitesse de l'impacteur et donc la variation d'énergie cinétique.

Cependant, il ne nous est pas possible d'obtenir directement l'évolution de la vitesse à partir des données discrètes expérimentales sans avoir recours à une interpolation.

A partir de la courbe donnant l'évolution de la distance parcourue par l'impacteur pour une distance de perforation de 140 mm, nous calculons la tendance de la variation de la vitesse de l'impacteur. Cette courbe est celle constituée du plus grand nombre de données expérimentales et l'interpolation sera d'autant plus juste.

Nous avons choisi d'utiliser l'interpolation polynomiale par la méthode des moindres carrés qui est pratique à mettre en œuvre mais qui dépend cependant fortement du choix du degré du polynôme. Le degré du polynôme est choisi relativement bas de telle sorte que les effets de bord soient minimisés (Fig. 113). En effet, un polynôme de degré proche du nombre de points expérimentaux aura tendance à surestimer la valeur des dérivées et à générer des effets de bords importants.

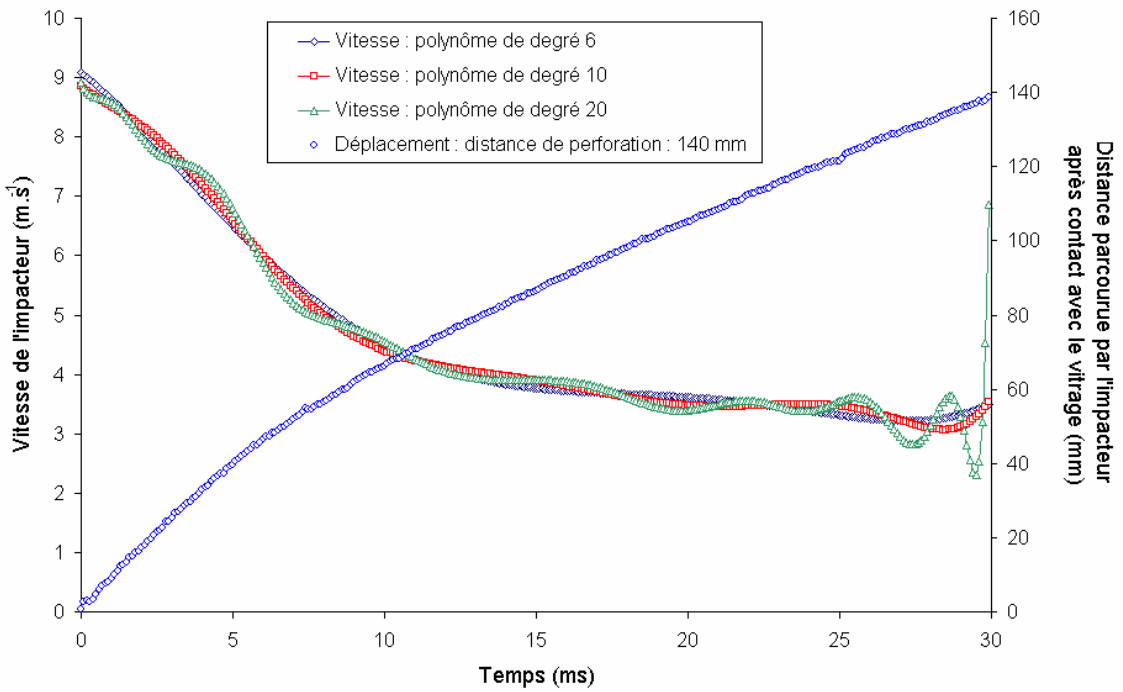


Fig. 113. Courbe représentant l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage lors d'un essai d'impact interrompu à une distance de perforation de 140 mm et dérivées obtenues par interpolation polynomiale. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors de l'essai est de 20°C.

Ainsi, un polynôme de degré 6 interpole la courbe d'évolution du déplacement de l'impacteur (distance de perforation de 140 mm) avec une erreur inférieure à 2 % sur l'intervalle [2 ; 30 ms]. La précision sur ces résultats pourrait cependant être améliorée en augmentant la précision et le nombre des mesures lors de l'enregistrement du déplacement de l'impacteur.

2.1.3. Critères de résistance au choc et à la perforation

La courbe expérimentale donnant l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage est interpolé par la méthode des moindres carrés par un polynôme de degré 6 qui, une fois dérivé, nous donne l'évolution de la vitesse de l'impacteur et donc la variation d'énergie cinétique.

A cette courbe, nous faisons correspondre l'état d'endommagement des vitrages feuilletés obtenus lors des essais d'impacts interrompus aux distances de perforation : 20, 40, 50, 60, 80, 120 et 140 mm (Fig. 114).

Le vitrage feuilleté étant traversé pour la distance de perforation de 140 mm, l'impacteur conserve une partie de son énergie cinétique initiale. Cette part s'élève à environ 13 % de l'énergie cinétique initiale.

La dissipation d'énergie est importante dans les premiers instants de l'impact. 70 % de l'énergie cinétique est dégradée avant 9 ms de perforation. Pour une distance de perforation

de 60 mm, le film intercalaire est déchiré alors qu'il ne l'est pas pour une distance de perforation de 50 mm. Nous pouvons en déduire que 60 à 70 % de l'énergie cinétique initiale de l'impacteur est dégradée par le vitrage feuilleté avant initiation d'une déchirure au sein du film intercalaire. Après cet instant, le vitrage continue de dégrader de l'énergie par déformation du film intercalaire et ce mécanisme est couplé à la propagation de la déchirure.

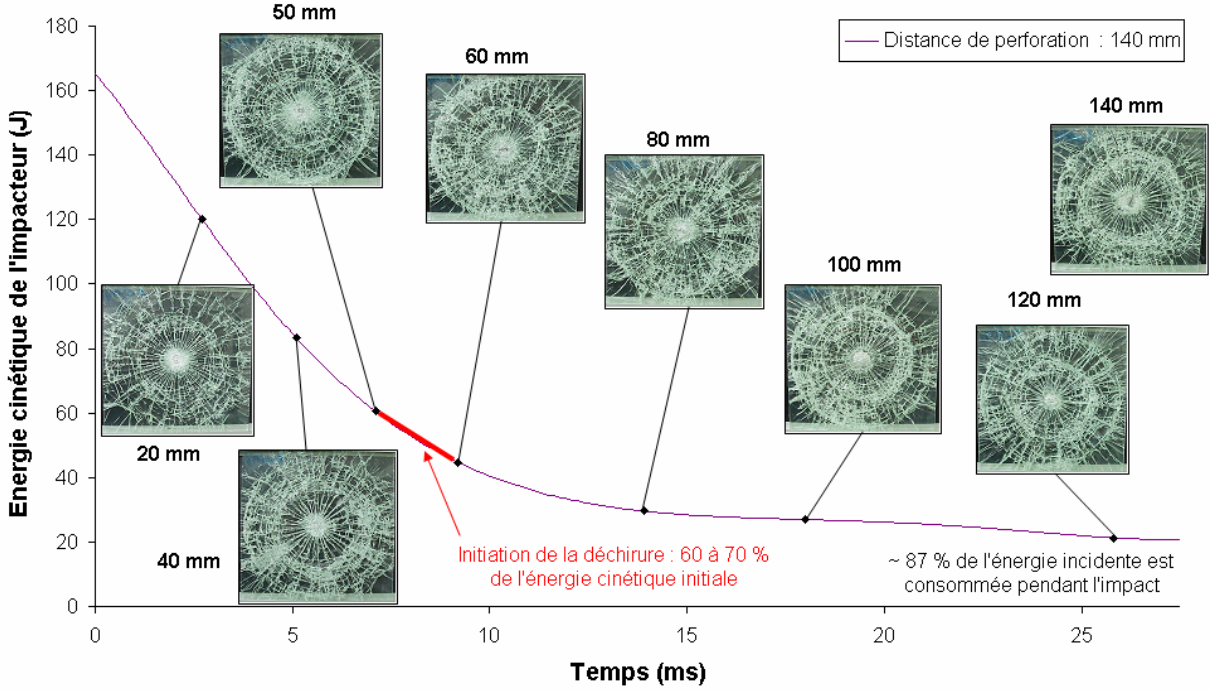


Fig. 114. Courbe représentant l'évolution de l'énergie cinétique de l'impacteur après contact avec le vitrage lors d'un essai d'impact interrompu à une distance de perforation de 140 mm et profils de fissuration associées aux différentes distances de perforation. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors des essais est de 20°C.

Etant donnée la faible part d'énergie représentée par les mécanismes de fragmentation et de projection de fragments, la variation d'énergie calculée représente essentiellement la dégradation d'énergie par déformation du film intercalaire et délaminage local au niveau des fissures. La majeure partie de l'énergie incidente est dégradée avant l'initiation d'une déchirure au sein du film intercalaire.

La confrontation entre l'évolution de l'énergie cinétique de l'impacteur et l'évolution de l'endommagement nous permet de définir deux critères caractéristiques du comportement au choc et de résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

En premier lieu, la tendance de l'évolution de l'énergie cinétique du corps de choc nous donne des renseignements sur la rapidité et sur l'importance de la dégradation d'énergie. Elle permet de quantifier la sévérité de la réponse du vitrage vis à vis du corps de choc pendant toute la durée de l'interaction projectile/cible. Cette sévérité se traduit par une dégradation d'énergie importante en un temps très court et définit la loi de décélération du corps de choc.

Deuxièmement, nous pouvons situer le temps d'initiation de la déchirure du film intercalaire qui est un critère de résistance à la perforation des vitrages feuilletés et peut servir de base de comparaison entre différents assemblages. Ce temps d'initiation associé à la dissipation d'énergie qui lui correspond définit ce que l'on peut appeler la *« ténacité globale »* du vitrage feuilleté.

2.2. Cas d'un impact non perforant

Pour les mêmes conditions initiales que les essais précédents, un nouvel assemblage a été testé. Sept essais interrompus ont été réalisés pour les distances de perforation suivantes : 20, 40, 50, 60, 80, 120 et 140 mm. La température des vitrages lors des essais était d'environ (17 +/- 2)°C.

2.2.1. Essais d'impact interrompus

Les courbes de déplacement de l'impacteur pour chaque distance de perforation sont représentées sur la figure suivante. L'écart type relatif à la moyenne des résultats expérimentaux est inférieur à 5 % à partir de 1,4 ms.

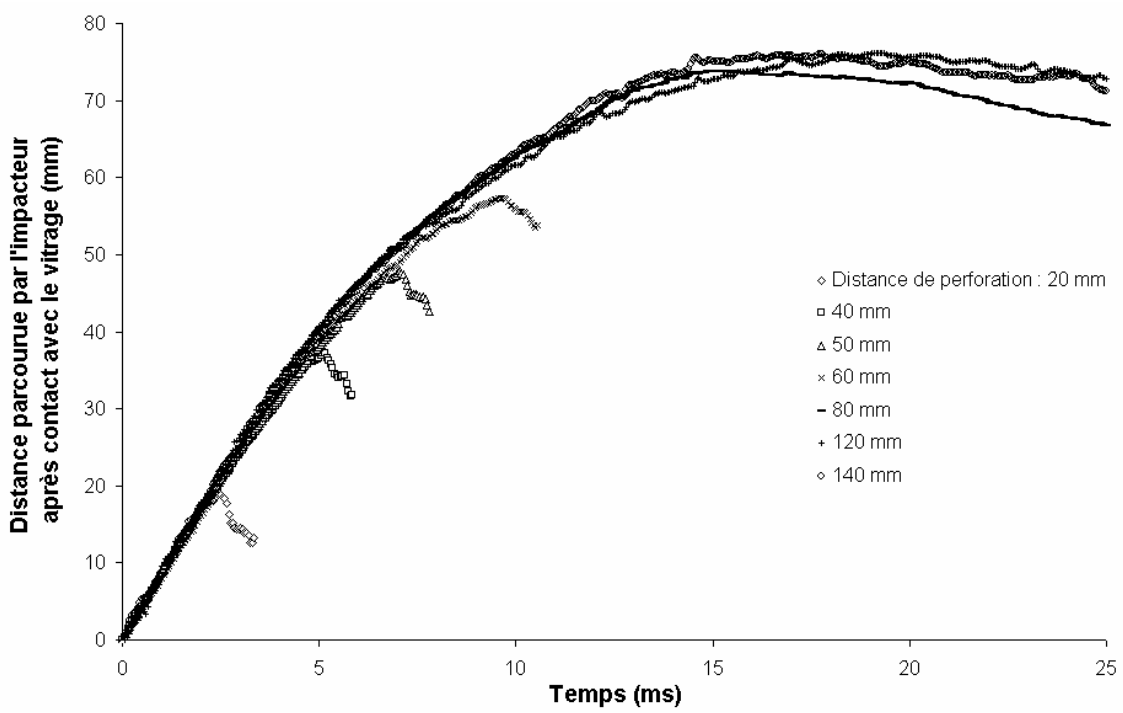


Fig. 115. Courbes représentant l'évolution du déplacement de l'impacteur après contact avec le vitrage lors d'essais d'impact interrompus à différentes distances de perforation. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors des essais est de 17°C.

Pour les essais interrompus aux distances de perforation de 80, 120 et 140 mm, l'impacteur rebondit et ne rentre pas en contact avec la butée.

La distance maximale de perforation réellement atteinte par l'impacteur est d'environ 75 mm à 2 % près. Pour ces trois impacts interrompus, l'écart type relatif à la moyenne des résultats expérimentaux est inférieur à 5 %.

2.2.2. Evolution de l'énergie

De la même manière que lors de l'impact perforant, nous prenons comme référence la courbe donnant l'évolution du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation pour un impact interrompu à 140 mm de perforation. Nous approximons cette courbe par un polynôme dont l'équation est déterminée par la méthode des moindres carrés. Le polynôme choisi est un polynôme de degré 11. Nous confrontons ainsi la dissipation d'énergie à l'évolution de l'endommagement du vitrage feuilleté (Fig. 116).

Nous avons aussi représenté sur cette figure l'évolution de l'énergie cinétique de l'impacteur pour les essais interrompus aux distances de perforation de 80 et 120 mm.

Les profils de fissuration correspondant à chacun des essais d'impact interrompus sont positionnés sur la courbe donnant la variation d'énergie cinétique pour l'essai d'impact interrompu à une distance de perforation de 140 mm. Les comportements des vitrages feuilletés lors des essais d'impact interrompus aux distances de perforation de 80, 120 et 140 mm sont très proches, du même que leur profil de fissuration et de déchirure.

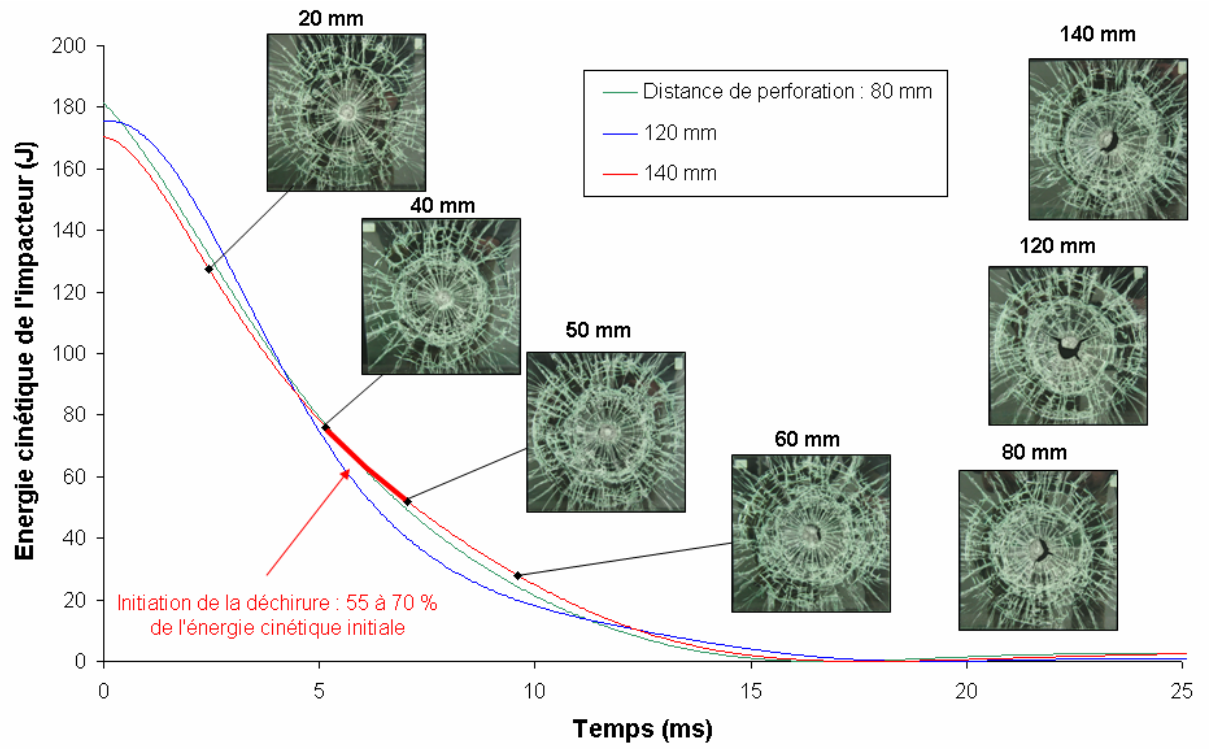


Fig. 116. Courbes représentant l'évolution de l'énergie cinétique de l'impacteur après contact avec le vitrage lors d'essais d'impact interrompu à des distances de perforation de 80, 120 et 140 mm et profils de fissuration associées aux différentes distances de perforation. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors de l'essai est de 17°C.

2.3. Comparatif entre impact perforant et non perforant

Dans le cas de l'impact non perforant, le temps d'interaction corps de choc/vitrage est pratiquement deux fois plus faible que lors de l'impact perforant. L'énergie cinétique de l'impacteur est entièrement dégradée en 18 ms.

Pour une distance de perforation de 50 mm, le film intercalaire est déchiré alors qu'il ne l'est pas pour une distance de perforation de 40 mm (cf. Fig. 116). Nous pouvons en déduire que 55 à 70 % de l'énergie cinétique initiale de l'impacteur est dégradée par le vitrage feuilleté avant initiation d'une déchirure au sein du film intercalaire.

Même si la déchirure de l'intercalaire intervient plus tôt que lors de l'impact perforant (7,2 ms pour une distance de perforation de 50 mm contre 9,2 ms pour une distance de perforation de 60 mm), les ordres de grandeur de l'énergie dégradée avant rupture du film intercalaire sont les mêmes (cf. Fig. 117).

La dissipation d'énergie dans le cas de l'impact non perforant est cependant plus rapide. Cela suggère une décélération du corps de choc plus rapide et une « rigidité » du vitrage feuilleté plus importante. Cette rigidité est une combinaison des propriétés mécaniques du film intercalaire et des conditions d'adhérence. Le film intercalaire utilisé dans le deuxième

assemblage est plus rigide que celui utilisé lors du premier assemblage. Un film rigide dissipe plus d'énergie pour le même déplacement. C'est ce que l'on observe sur la figure 117. Sauf dans les premiers instants de l'impact, pour un même déplacement, l'assemblage non traversé dégrade plus d'énergie. L'écart entre les courbes dans les premiers instants de l'impact, avant 3 ms, peut être dû aux effets de bords de l'interpolation polynomiale.

De plus, l'adhérence verre/film intercalaire, mesurée par un essai annexe, est plus importante dans le cas du vitrage feuilleté perforé. Une adhésion trop importante conduit à solliciter de manière prépondérante le film intercalaire et à favoriser la propagation de la déchirure au sein du polymère.

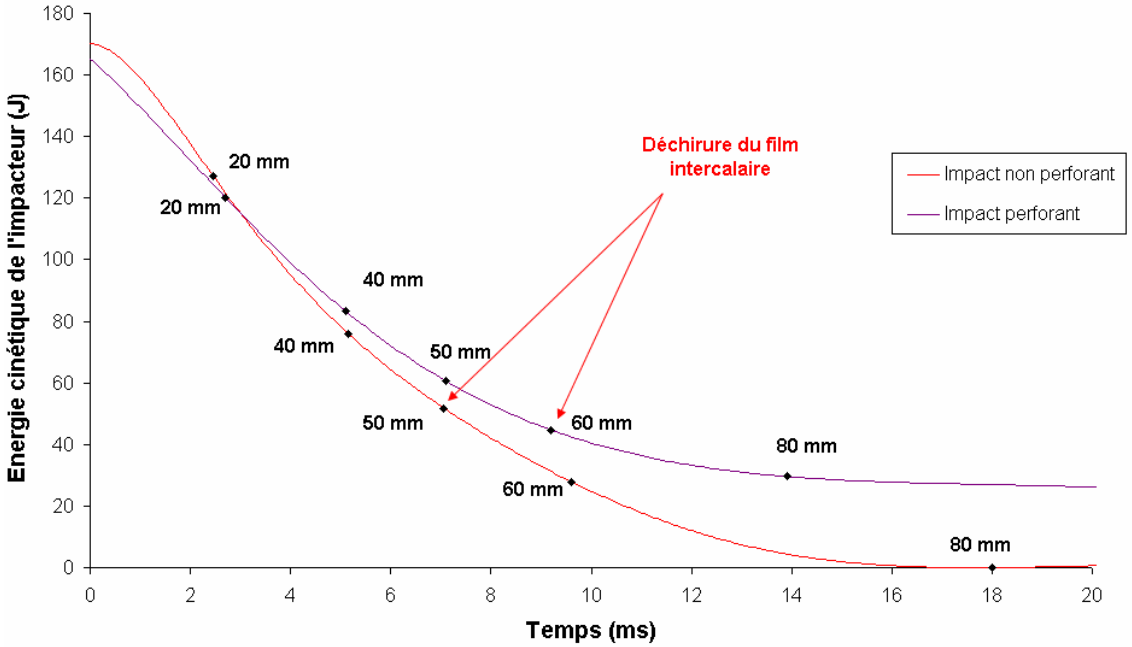


Fig. 117. Comparatif entre les courbes d'évolution de l'énergie cinétique de l'impacteur pour deux assemblages feuilletés 44.2 lors d' essais d'impact interrompus à 140 mm de perforation. Les points représentent les distances parcourue par l'impacteur après contact avec le vitrage. La vitesse d'impact est de 9,2 m.s^{-1} soit une énergie cinétique initiale de 170 J. La température des vitrages lors de l'essai est d'environ 20°C.

Un assemblage dont l'initiation de la déchirure intervient plus tôt n'est pas forcement un signe avant coureur de sa mauvaise résistance à la perforation. D'où l'intérêt de confronter l'évolution de l'endommagement à l'évolution de la dissipation d'énergie.

La confrontation entre la dissipation d'énergie et l'évolution de l'endommagement permet une comparaison plus fine du comportement sous impact des vitrages feuilletés. La dégradation de l'énergie du corps de choc est quantifiée et confirme l'importance de la déformation du film intercalaire dans le bilan énergétique. Elle permet de plus d'identifier la loi de décélération du corps de choc. Les impacts interrompus définissent les critères de la résistance à la perforation et du comportement au choc par l'identification du temps d'initiation de la déchirure au sein du film intercalaire et par la quantité d'énergie capable d'être dégradée avant cette rupture.

3. Synthèse

La comparaison entre les résultats du banc incrémental et les essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées en quasi statique a montré la pertinence d'établir une méthodologie prédictive fondée sur la caractérisation locale de la dégradation d'énergie. Une caractérisation plus fine du comportement du film intercalaire en situation confinée et en dynamique devra cependant être menée pour amorcer la voie de l'optimisation des vitrages feuilletés.

La mesure du déplacement de l'impacteur au cours de la perforation permet de quantifier la variation d'énergie incidente et donc la capacité du vitrage feuilleté à dégrader l'énergie d'impact et à résister à la perforation. Elle permet ainsi d'atteindre la loi de décélération du corps de choc.

La confrontation entre la dégradation de l'énergie cinétique de l'impacteur et l'évolution de l'endommagement permet une caractérisation plus fine du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés.

L'analyse incrémentale a permis de confirmer l'importance de la déformation du film intercalaire dans le bilan énergétique et d'établir que la majeure partie de l'énergie d'impact est dégradée avant rupture du film intercalaire dans le cas d'assemblages feuilletés avec du polyvinyl butyral.

La mesure du temps d'initiation de la rupture du film intercalaire couplée à la quantification de la dégradation d'énergie caractérise la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

Conclusions et Perspectives

Vers de nouvelles performances et de nouveaux marchés ...

La résistance des vitrages feuilletés vis à vis de l'impact est majoritairement caractérisée par sa résistance à la perforation. Ce dernier terme implique que si les plis de verre se brisent, l'empilement feuilleté dans des conditions sévères de sollicitation conserve une intégrité suffisante pour interdire le passage du corps de choc et ceci même après plusieurs impacts.

Nous nous sommes donc attachés dans cette étude à comprendre, à décrire et à quantifier les mécanismes qui régissent le processus d'impact sur vitrages feuilletés après la rupture des plis de verre.

Tout d'abord, les principes généraux du comportement mécanique du verre ont été rappelés. L'analyse physico-chimique et mécanique du comportement du polyvinyl butyral, largement utilisé dans la conception des vitrages feuilletés, a été abordée et reste valable d'une manière générale pour les polymères.

Après avoir recensé les travaux plus ou moins récents sur le comportement des vitrages feuilletés en quasi statique et en dynamique, nous avons montré l'intérêt de poursuivre l'investigation expérimentale du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés.

Nous nous sommes placés du point de vue de l'industriel pour définir la gamme de sollicitation des vitrages feuilletés la plus pertinente vis à vis du marché bâtiment. Puis du point de vue du scientifique, nous avons décrit, analysé et retranscrit la chronologie et la phénoménologie des événements survenant au cours d'un impact perforant et cela en fonction de la température, très influente sur le comportement du film intercalaire polyvinyl butyral.

L'objectif d'un empilement feuilleté étant de dégrader le maximum d'énergie en un minimum de volume, nous avons choisi de nous intéresser au bilan énergétique de l'impact et d'identifier puis de quantifier chaque mécanisme responsable de la dissipation de l'énergie d'impact et de définir leur importance. Nous nous sommes alors confrontés à la quantification de l'énergie de surface consommée lors de la rupture des plis de verre et nous avons confirmé que celle-ci ne représentait qu'une faible part de la dégradation d'énergie par le vitrage. Les mécanismes d'adhésion et de délaminage ont été étudiés et nous avons démontré que ces phénomènes devaient être considérés conjointement avec le comportement en grandes déformations du film intercalaire. En effet, après la rupture des plis de verre, le film intercalaire est sollicité en traction entre les fragments et son état de déformation est alors conditionné par les conditions d'adhérence. Une cellule élémentaire représentative du comportement local du vitrage feuilleté a été définie pour prédire la résistance globale du vitrage feuilleté. Cette voie prometteuse nécessite cependant de connaître le profil de fissuration des plis de verre et de réaliser une étude en dynamique.

Il nous restait à quantifier la réponse globale du feuilleté et à être capable de définir son comportement au cours de la perforation. Compte tenu de la complexité et de l'interdépendance des mécanismes qui régissent le processus d'impact, nous avons privilégié la voie expérimentale et avons choisi une méthodologie incrémentale.

Cette méthodologie consiste à discrétiser expérimentalement l'évolution de l'endommagement et à la confronter à l'évolution de la dissipation d'énergie afin de définir les critères de résistances à la perforation. Un dispositif expérimental original a été conçu et développé pour permettre d'arrêter la progression du corps de choc au cours de la perforation et de donner pour chaque essai interrompu l'état réel d'endommagement du vitrage feuilleté.

Sa répétabilité et sa fiabilité ont été caractérisées. Malgré les dispersions inhérentes au comportement du verre, son utilisation pour caractériser le comportement des vitrages feuilletés a montré sa pertinence. La quantification du déplacement du corps de choc au cours

de la perforation nous donne indirectement la réponse du vitrage feuilleté et permet de quantifier la dégradation d'énergie qui en découle.

Confrontée aux essais en quasi statique de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées, la quantification du déplacement du corps de choc a montré l'intérêt d'une méthodologie prédictive fondée sur la caractérisation locale de la dégradation d'énergie.

Enfin, la confrontation entre l'évolution de l'endommagement et l'évolution de la dégradation d'énergie permet d'affiner la description du comportement à l'impact des vitrages feuilletés et de donner des éléments comparatifs vis à vis de la résistance à la perforation tels que le temps d'initiation de la déchirure au sein du film intercalaire et la rapidité de la dissipation d'énergie.

En conclusion, la dégradation de l'énergie du corps de choc est quantifiée et confirme l'importance de la déformation du film intercalaire dans le bilan énergétique. Elle permet, en outre, de connaître la loi de décélération du corps de choc qui peut être un critère important pour la protection des personnes.

De nombreux paramètres caractéristiques du comportement jusqu'à perforation des vitrages feuilletés ont été identifiés et quantifiés conjointement par l'étude de Boris Vidal [8] et par nos travaux. Cela a permis et permettra d'améliorer la connaissance de ce produit et de mieux maîtriser les essais de caractérisation et d'impact sur vitrages feuilletés.

Enfin, l'analyse incrémentale mise en place par cette étude pourra servir d'outil de validation à de futures modélisations énergétiques.

∞

D'un point de vue scientifique, cette étude a permis d'aborder des domaines scientifiques variés tels que le comportement mécanique des matériaux fragiles, la physico-chimie des polymères et les mécanismes d'adhésion.

Premièrement, elle a montré que le verre, matériau fragile, permet, suivant ses conditions de rupture, de délocaliser la sollicitation et donc de favoriser la dissipation d'énergie. La description de l'endommagement du verre en dynamique permettra de prédire l'influence de la fragmentation du verre sur les conditions de déformation du film intercalaire et cette voie est notamment amorcée par les travaux de Brajer [51].

Deuxièmement, nous avons abordé la question de la résistance des adhésifs polymères caractérisée par leur capacité à consommer une grande quantité d'énergie par déformation avant d'amorcer un délaminage ou de rompre suivant les conditions d'adhésion. On s'intéressera alors à la caractérisation plus fine du comportement à l'interface et son influence sur l'état de déformation du film intercalaire en dynamique. Cela nécessitera de décrire le comportement en grandes déformations des polymères et l'influence de la vitesse et de la température. On pourra s'inspirer des travaux de Rémy [75] qui dans sa thèse sur l'adhésion polyuréthane/verre représente l'évolution du travail de déformation d'un volume unitaire de polymère en fonction d'une vitesse (a_T.V) définie à partir des facteurs de translation a_T obtenus en viscoélasticimétrie dynamique et montre que la correspondance vitesse - température semble s'appliquer. Les vitesses considérées variaient de 0,75 mm/min à 750 mm/min. Il serait intéressant de poursuivre dans la même voie et d'établir cette correspondance sur une plage de vitesses beaucoup plus proches des sollicitations que nous rencontrons lors des impacts, c'est à dire pour des vitesses de l'ordre du mètre par seconde. Nous pourrions ainsi prévoir en quasi statique les densités d'énergie capables d'être dégradées en dynamique.

Enfin, la méthodologie incrémentale mise en place dans cette étude mériterait sans doute une amélioration de sa précision et d'être appliquée à l'étude du comportement sous impact

d'autres matériaux et pour des gammes de sollicitation beaucoup plus élevées. Il faudra cependant faire appel à d'autres technologies de mesures et de conception. La déformation de l'impacteur devra être limitée, le temps d'interaction devra être réduit, de même que le positionnement de la cible dont le contrôle sera mieux assuré.

L'investigation de l'effet mémoire des structures pourrait être envisagée par de futures études et pourra être couplée à la mesure par analyse vidéo rapide des vitesses de déformation en trois dimensions lors de l'impact.

Dans le cadre de la modélisation numérique du comportement des vitrages feuilletés sous impact, devra être posé le choix de l'échelle de description pour chaque mécanisme et dans quelle mesure cette modélisation devra-t-elle être continue, discrète ?

∞

D'un point de vue industriel, les deux techniques expérimentales de caractérisation que sont les essais de traction sur éprouvettes feuilletées préfissurées et le banc incrémental peuvent être utilisées directement pour valider ou invalider, développer ou optimiser les produits en fonction des conditions d'impact. On pourra ainsi s'orienter vers la caractérisation de la réponse des vitrages feuilletés à des sollicitations très diverses définies par des énergies incidentes (masses, vitesses), des natures et des rigidités de contact (pointu ou émoussé, dur ou mou), des tailles de zones d'impact (concentrées ou réparties), des empilements (nombre et épaisseurs des plis de verre, nature et épaisseurs des films intercalaires), des dimensions et des formes de vitrages (plats ou bombés) et des renforcements (thermique, chimique, ...) différents. Au delà de la contrainte à rupture des verres trempés thermiquement, l'influence de la fragmentation particulière de ce type de renforcement sur la réponse à l'impact serait intéressante à étudier.

Les impacts successifs, en un seul point d'impact ou en plusieurs, pourront être abordés et les propriétés résiduelles des vitrages feuilletés devront être caractérisées pour définir des critères de dimensionnement vis à vis de la pérennité de la mise en œuvre après impact(s).

Le recensement des paramètres caractéristiques du comportement du film intercalaire permettra la définition d'un cahier d'exigence pour les films intercalaires en terme de propriétés mécaniques et physico-chimiques vis à vis des fournisseurs. Cette base de données devra s'enrichir de paramètres mesurés en dynamique tels que la résistance à la déchirure du film intercalaire et le taux de restitution d'énergie à l'interface verre/polymère.

La méthodologie de caractérisation de la résistance à la perforation des vitrages feuilletés mise en place dans cette étude pourra être utilisée sur la voie de l'optimisation des empilements par la définition de nouveaux assemblages et/ou l'utilisation de nouveaux polymères comme elle l'a montré lors de la comparaison de la réponse à l'impact de différents assemblages feuilletés.

Enfin, le verrier peut songer à de futures alliances entre matériaux transparents (principalement des polymères ou des couches organiques) pour envisager de nouvelles performances et de nouveaux marchés ...

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] Zarzycki J. – Les verres et l'état vitreux, Ed. Masson, 1982.

[2] http://www.saint-gobain-vitrage.com/fr/fabrication.html

[3] Forquin P. – Endommagement et fissuration de matériaux fragiles sous impact balistique, rôle de la microstructure. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Cachan, 2003.

[4] Symposium sur la résistance mécanique du verre et les moyens de l'améliorer. Union Scientifique continentale du verre, Florence, 25-29 septembre 1961.

[5] Mémento Saint-Gobain Glass Edition 2000.

[6] Norme Européenne NF EN 356. Verre dans la construction – Vitrage de sécurité – Mise à essai et classification de la résistance à l'attaque manuelle. Septembre 2000.

[7] Norme Européenne NF EN 12600. Verre dans la construction - Essai au pendule - Méthode d'essai d'impact et classification du verre plat. Septembre 2003.

[8] Vidal B. – Modélisation d'impacts sur vitrages feuilletés. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 1998.

[9] Lataillade J.L., Guillaumat L., Vidal B., Bacon C. – Materials and structures : some experimental and calculations procedures for the responses of composite plates and sandwich panels. Dans *New experimental methods in materials dynamics and impact*. Ed. W.K. Nowacki & J.R. Klepaczko. Institute of fundamental Technological Research Polish Academy of Sciences – Centre of excellence for advanced materials and structure. Chap. 7, 267-307, 2001.

[10] Scholze H. – Le verre. Nature, structure et propriétés. 2ème edition. Institut du verre. Paris. 1980.

[11] Berdin C. – Etude expérimentale et numérique de la rupture des matériaux fragiles. Thèse de doctorat de l'Ecole des Mines de Paris, 1993.

[12] Lawn B. – Fracture of brittle solids : Second edition, Ed. Cambridge, 1993.

[13] Denoual C. – Approche probabiliste du comportement à l'impact du carbure de silicium : application aux blindages moyens. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Cachan, 1998.

[14] Carré H. – Etude du comportement à la rupture d'un matériau fragile précontraint : le verre trempé. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1996.

[15] Batdorf S.B. – Fundamentals of the statistical theory of fracture. Fracture Mechanics of Ceramics, 1968 ; 3:1-30.

[16] Michalske T., Bunker B. – La fracture du verre. Pour la Science. février 1988 ; 52-59.

[17] Wiederhorn S. M. – Influence of water vapor on crack propagation in soda-lime glass. Journal of the American Ceramic Society, 1967 ; 50:407.

[18] Documentation commerciale. Burvar®Resin. http://www.solutia.com/pages/specialty/butvar.asp.

[19] Dhaliwal A.K., Hay J.N. – The characterization of polyvinyl butyral by thermal analysis. Thermochimica acta 2002 ; 391:245-255.

[20] Klock D. – Contribution à l'étude des feuilletés verre-polymère : synthèse et structure du poly(vinyl butyral) en relation avec ses propriétés mécaniques et adhésive. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Chimie de Mulhouse, Université de Haute Alsace, 1989.

[21] Perez J. – Physique et mécanique des polymères amorphes. Technique & Documentation – Lavoisier : Paris, 1992.

[22] Norme Européenne NF EN ISO 527-3. Plastiques – Détermination des propriétés en traction – Partie 3 : Conditions d'essai pour films et feuilles. Octobre 1995.

[23] Bisilliat M.L. – Comportement mécanique d'un polycarbonate à grande vitesse de sollicitation. Etude expérimentale et simulation. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris. 1997.

[24] G'Sell C., Haudin J.M. (Eds) – Introduction à la mécanique des polymères. INPL – MECAMAT – GFP – APOLLOR – FIRTECH. 1995.

[25] G'Sell C. – Instabilités de déformation pendant l'étirage des polymères solides. Revue Phys. Appl. 1988 ; 23:1085-1101.

[26] Behr R.A., Minor J.E, Linden P. – Load duration and interlayer thickness effects on laminated glass. Journal of Structural Engineering 1986 ; 112(6):1141-1452.

[27] Behr R.A., Minor J.E., Norville H.S. – Structural behavior of laminated glass. Journal of Structural Engineering 1993 ; 119(1):202-222.

[28] Vallabhan C.V.G., Minor J., Nagalla S.R. – Stresses in layered glass units and monolithic glass plates. Journal of Structural Engineering 1987 ; 113(1):36-43.

[29] Vallabhan C.V.G., Das Y. C., Magdi M., Asik M., Bailey J.R. – Analysis of laminated glass units. Journal of Structural engineering 1993 ; 119(5) :1572-1583.

[30] Norville H.S., King K.W., Swofford J.L. – Behavior and strength of laminated glass. Journal of Engineering Mechanics 1998 ; 124(1):46-53.

[31] Bennison S.J., Jagota A., Smith C.A. – Fracture of glass/poly(vinyl butyral) (Butacite®) laminates in biaxial flexure. Journal of American Ceramic Society 1999 ; 82(7):1761-1770.

[32] Seshadri M., Bennison S.J., Jagota A, Saigal. S. – Mechanical response of cracked laminated plates. Acta Materialia 2002 ; 50:4477-4490.

[33] Grant P.V., Cantwell W.J., McKenzie H., Corkhill P. – The damage threshold of laminated glass/structures. International Journal of Impact Engineering 1998 ; 21(9):737-746.

[34] Grant P.V., Cantwell W.J. – A simple catapult system for studying the small projectile impact resistance of various glass laminates . Journal of Testing and Evaluation 1999 ; 27(3):177-182.

[35] Aratani S., Kikuta M., Okubo H., Foss R. – Fracture and stress generation in laminated glass plates by missile impact test. Glass Processing Days, 18-21 June 2001.

[36] Flocker F.W., Dharani L.R. – Stresses in Laminated glass subject to low velocity impact. Engineering Structures 1997 ; 19(10): 851-856.

[37] Flocker F.W., Dharani L.R.. – Modelling fracture in laminated architectural glass subject to low velocity impact. Journal of Material Science 1997 ; 32:2587-2594.

[38] Behr R.A., Kremer P.A., Dharani L.R., Ji F.S., Kaiser N.D. – Dynamic strains in architectural laminated glass subjected to low velocity impacts from small projectiles. Journal of Materials Science 1999 ; 34:5749-5756.

[39] Kaiser N.D., Behr R.A., Minor J.E., Dharani L. R., Ji F., Kremer P.A. – Impact Resistance of Laminated Glass Using Sacrificial Ply Design Concept. Journal of Architectural Engineering 2000, 6(1):24-34.

[40] Saxe T.J., Behr R.A., Minor, J.E., Kremer P.A., Dharani L.R. – Effects of missile size and glass type on impact resistance of « sacrificial ply » laminated glass. Journal of Architectural Engineering. 2002 ; 8(1) :24-39.

[41] Lehrmann H. – Endommagement des vitrages feuilletés par petits impacts. Mémoire d'ingénieur diplômé par l'état de l'Ecole Nationale Supérieure de Céramique Industrielle, 1995.

[42] Oda J., Zang M.Y. – Analysis of impact fracture behavior of laminated glass of bi-layer type using discrete element method. Key Engineering Materials 1998 ; 145-149:349-354.

[43] Mukherjee S., Chawla A., Mahajan P., Mohan D., Mane N.S., Singh M., Sakurai M., Tamura Y. – Modelling of head impact on laminated glass windshields. IRCOBI Conference-Montpellier, p. 323-334, Sept 2000.

[44] Khaleel M.A., Johnson K.I. – Modeling studies for impact resistance and structural rigidity of lightweight laminated windshields. Glass Processing Days, 18-21 June 2001, session 22, p. 456-460.

[45] Dharani L.R., Mettu S.R., Zhao S., Barbat S.D. and Chai L. – Modeling fracture in laminated automotive glazing impacted by spherical featureless headform. 46.121 Meeting Info. : SAE 2003 World Congress, 2003.

[46] Shutov A.I., Lalykin N.V., Novikov I.A. – A model of fracture in triplex under shock impact. Glass and Ceramics 2001 ; 58(5-6):158-160.

[47] Shutov A.I., Novikov I.A., Frank A.N. – Strength of laminated safety glass for construction purposes. Glass and Ceramics 2001 ; 58(5-6):203-205.

[48] Shutov A.I., Novikov A., Chistyakov A.A. – An energy-related method for determining impact strength in sheet glass. Glass and Ceramics 2000 ; 57(9-10):299-301.

[49] Van Horebeek C. – Modélisation numérique par éléments finis du choc à l'oiseau sur vitrages aéronautiques. Mémoire d'Ingénieur de l'Université de Liège, 1992.

[50] Richards M., Clegg R., Howlett S. – Ballistic performance assessment of glass laminates through experimental and numerical investigation. 18th International Symposium and exhibition on Ballistics San Antonio, Texas USA, November 15-19, 1999.

[51] Brajer X., Forquin P., Gy R., Hild F. – The role of surface and volume defects in the fracture of glass under quasi-static and dynamic loadings. Journal of Non-Crystalline Solids. 2003 ; 316:42-53.

[52] Taylor E.A., Hayhurst C.J., Tsembelis K. – Hydrocode modelling of space debris hypervelocity impact.on soda-lime glass using the Johnson-Holmquist brittle material model, 2nd Euro. Conf. On Space Debris, Darmstadt, Germany, March 1997.

[53] Dharani L.R., Wei J., Ji F.S. – Failure analysis of laminated architectural glass panels subjected to blast loading. Structures under Shock and Impact VII, p. 37-46, 2002.

[54] Ambur D.R., Prasad C.B., Waters W.A. – A dropped-weigth apparatus for low-speed impact testing of composite structures. Experimental Mechanics 1995 ; p. 77-82.

[55] Bouzid S., Nyoungue A., Azari Z., Bouaouadja N., Pluvinage G. – Fracture criterion for glass under impact loading. International Journal of Impact Engineering 2001 ; 25 :831-845.

[56] Flocker F.W., Dharani L.R. – Low velocity impact resistance of laminated architectural glass. Journal of Architectural Engineering 1998 ; 4(1):12-17.

[57] Flocker F.W., Dharani L.R. – Modeling interply debonding in laminated architectural glass subject to low velocity impact. Structural Engineering and Mechanics 1998 ; 6(5):485-496.

[58] Ji F.S., Dharani L.R., Behr R.A. – Damage probability in laminated glass subjected to low velocity small missile impacts. Journal of Materials Science 1998 ; 33:4775-4782.

[59] Walley S.M., Field J.E., Blair P.W., Milford A.J. – The effect of temperature on the impact behaviour of glass/polycarbonate laminates. International Journal of Impact Engineering 2004 ; 30:31-53.

[60] Ball A. – The low velocity impact behaviour of glass-polymer laminated plates. Journal de physique IV 1997 ; 7(3):C3-921-C3-926.

[61] Mencik J. – Strength and fracture of glass and ceramics. Glass Science and Technology, vol. 12, Ed. Elsevier.

[62] Le Blanc G. – Caractérisation de la rupture des films intercalaires présents dans les vitrages feuilletés. Rapport de DEA de l'Université Bordeaux I, 1999.

[63] Langeron J.P. – Introduction aux problèmes de l'adhérence, 7ème Journées Francophones d'Etude sur l'Adhérence et l'Adhésion, Obernai (France) Octobre 1993.

[64] Schultz J. – Les principaux modèles théoriques de l'adhésion, 7ème Journées Francophones d'Etude sur l'Adhérence et l'Adhésion, Obernai (France) Octobre 1993.

[65] Roche A. – Paramètres pertinents dans la mesure de l'adhérence, 7ème Journées Francophones d'Etude sur l'Adhérence et l'Adhésion, Obernai (France) Octobre 1993.

[66] Maugis D. – Mécanique de rupture et adhérence : rappels, 7ème Journées Francophones d'Etude sur l'Adhérence et l'Adhésion, Obernai (France) Octobre 1993.

[67] Gent A.N. Schultz J. – Effect of wetting liquids on the strength of adhesion of viscoelastic materials. J. Adhesion. 1972 ; 3 : 281.

[68] Shull K.R., Ahn D., Chen W., Flanigan C. M., Crosby A.J. – Axisymmetric adhesion tests of soft materials. Macromolecular Chemestry and Physics. 1998. 199 : 489-511.

[69] Hunstberger J.R. – Adhesion of plasticized poly(vinyl butyral) to glass. J. Adhesion, 1981 ; 13:107-129.

[70] Norme Européenne ISO 8510-1&2 : 1990. Décembre 1990. Adhésifs. Essai de pelage pour un assemblage colle flexible-sur-rigide. Partie 1 : Pelage à 90 degré. Partie 2 : Pelage à 180 degré.

[71] Léger L. – Adhésion polymère-solide : quelques expériences et modèles récents. Le vide, les Couches Minces N°268, Août-Septembre-Octobre 1993.

[72] de Gennes P.G. – Fracture of a weakly crosslinked adhesive. Comptes rendus de l'Académie des sciences 1988 ; Série 2, 307 (19) : 1949-195.

[73] de Gennes P.G. – Weak adhesive junctions. Journal de Physique 1989 ; 50(18): 2551-62.

[74] Grapotte D. – Résistance au choc d'un assemblage collé à base d'une résine époxyde modifiée. Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux I, 1992.

[75] Rémy P. – Etude de la rupture d'adhésion sur le verre d'un polyuréthane de propriétés viscoélastiques déterminées. Thèse de doctorat de l'Université de Paris-Sud Orsay, 1997.

[76] Guiu A. – Assemblages Multicouches de polymères semi-cristallins : Adhésion et veillissement. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2002.

[77] Jagota A., Bennison S.J., Smith C.A. – Analysis of a compressive shear test for adhesion between elastomeric polymers and a rigid substrates, International Journal of Fracture 2000 ; 104:105-130.

[78] Sha Y., Hui C.Y., Kramer E.J., Garret P.D., Knapczyk J.W. – Analysis of adhesion and interface debonding in laminated safety glass. J. Adhesion Sci. Technol. 1997 ; 11(1):49-63.

[79] Muralidhar S., Jagota A., Bennison S.J., Saigal S. – Mechanical behaviour in tension of cracked glass bridged by an elastomeric ligament. Acta materialia 2000, 48:4577-4588.

[80] Rahulkumar P., Jagota A., Bennison S.J., Saigal S. – Cohesive element modeling of viscoelastic fracture : application to peel testing of polymers. International Journal of Solids and Structures 2000 ; 37:1873-1897.

[81] Hayhurst C.J., Clegg R.A., Livingstone I.H., Francis. N.J. – The application of SPH techniques in Autodyn–2D^{TM} to ballistic impact problems. 16th International Symposium on Ballistics, San Francisco, CA, 23-28 September, 1996.

[82] Monaghan J.I. – Smoothed Particle Hydrodynamics. Annual Review of Astronomy and Astrophysics 1992 ; 30:543-574.

[83] Camacho G.T., Ortiz M. – Computational modelling of impact damage in brittle materials. International Journal of Solids and Structures. 1996 ; 33(20-22):2899-2938.

[84] Repetto E.A., Radovitzky R., Ortiz M. – Finite element simulation of dynamic fracture and fragmentation of glass rods. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 2000 ;183:3-14.

[85] Lataillade J.L., Delaet M., Collombet F., Wolff C. – Effects of the intralaminar shear loading rate on the damage of multi-ply composites. International Journal of Impact Engineering 1996 ; 18(6):679-699.

[86] AUTODYN, Interactive Non-Linear Dynamic Analysis Software. Introductory Training Course. Century Dynamics. 1999.

[87] Anderson C.E. Jr. An Overview of the Theory of Hydrocodes. International Journal of Impact Engineering 1987 ; 5:33-59.

[88] Hamouda A.M.S. Hashmi M.S.J. Modelling the impact and penetration events of modern engineering materials : Characteristics of computer codes and material models. Journal of Materials Processing Technology 1996 ; 56:847-862.

[89] Benson D.J. Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 1992 ; 99 :235-394.

[90] Bacon C. – Mesure de la ténacité dynamique de matériaux fragiles en flexion trois-points à haute température – Utilisation des barres de Hopkinson. Thèse de doctorat de l'Université de Bordeaux I. 1993.

[91] Lataillade J. L. – Essais dynamiques. Dans *Essais mécaniques et lois de comportement*. Traité Mécanique et Ingénierie des Matériaux. Auteur D. François, Collection Hermes Sciences Publication, ISBN 2-7462-0205-0, Chap. 9, 249-319. 2001.

[92] Gaume O. – Résistance au gravillonnage et fissuration différée. Effet de la superposition de contraintes et de l'épaisseur du verre. Rapport d'activité. Rapport n° 5016/2001. Saint-Gobain Recherche, 2001.

[93] Neuilly M. Courtier J.C. – Vocabulaire de l'analyse. Erreurs et incertitudes de mesure. Techniques de l'Ingénieur. Traité Analyse et Caractérisation. 1997.

[94] Harris C. M. – Shock and vibration handbook. McGraw-Hill, 4ème edition. 1996.

Résumé

Les vitrages feuilletés, mis en œuvre dans le secteur du bâtiment (protection pour les bâtiments commerciaux, garde-corps, vitrines, …) sont utilisés essentiellement pour la protection contre le heurt accidentel, contre le risque de blessures et contre le vandalisme et l'effraction. Leur résistance aux chocs et à la perforation, leur rigidité résiduelle après casse de la totalité des couches de verre, la réduction de la projection de fragments et du risque de lacération sont évaluées à l'aide de tests normatifs. Ce travail est une contribution à l'étude expérimentale du comportement à l'impact jusqu'à perforation des vitrages feuilletés.

A partir d'une analyse expérimentale de l'impact de corps durs, la chronologie et la phénoménologie du processus d'endommagement des vitrages feuilletés ont été identifiées et ont permis de définir le bilan énergétique de la sollicitation. Les phénomènes mécaniques responsables de la dissipation de l'énergie incidente (fissuration, projection de fragments, déformation du film intercalaire et délaminage à l'interface verre/polymère) ont alors été décrits et quantifiés. Cette étude a montré, pour les catégories d'impacts considérés, la prédominance de la déformation du film intercalaire dans la dissipation d'énergie et la nécessité de considérer conjointement ce mécanisme avec les conditions d'adhésion.

Enfin, à l'aide d'un dispositif original d'essais d'impact interrompus qui discrétise l'évolution de l'endommagement, la capacité du vitrage à dégrader l'énergie d'impact a été évaluée au cours du temps. Le principe de ce dispositif est de faire varier, pour une même énergie incidente, la distance de perforation du projectile. Ce dernier est de plus instrumenté afin de suivre l'évolution de son déplacement au cours de l'impact. Ainsi, l'évolution de l'endommagement peut être décrite et confrontée à la dissipation d'énergie afin de caractériser la résistance à la perforation des vitrages feuilletés.

Abstract

Laminated glass, as used in building applications (protection for shops and commercial building, guarding and balustrading …), is essentially designed for the protection against accidental shocks, against the risk of injury and against intruders and vandalism. Shock and penetration resistance, residual strength, reduction of fragments projection and laceration risk are evaluated by standard tests. This work is a contribution to the experimental investigation of the impact behaviour until perforation of laminated glass.

From an experimental study of the hard body impact, the chronology and phenomenology of the damage evolution were identified and made it possible to define the energy balance of the impact. Then, the mechanical phenomena responsible for input energy dissipation (fragmentation, projection of fragments, interlayer deformation and glass/polymer debonding) were described and quantified. This investigation showed, for the impacts categories used, the preponderance of the interlayer deformation for energy dissipation and the necessity to consider jointly this mechanism with the adhesion conditions.

Finally, with an original interrupted impact facility which discretizes damage evolution, the glazing ability to degrade impact energy was evaluated, versus time. The principle of this device is to vary the perforation distance of the projectile for the same input energy. Instrumentation of the latter gives us displacement evolution during the impact. Thus, the damage evolution can be described and compared with the energy dissipation in order to characterize the impact resistance of laminated glass.

Mots clés

Impact, Verre feuilleté, Essai d'impact interrompu, Adhésion, Délaminage, Film intercalaire polymère, Fissuration, Dissipation d'énergie, Résistance à la perforation.

Key words

Impact, Laminated glass, Interrupted impact test, Adhesion, Debonding, Polymer interlayer, Fragmentation, Energy dissipation, Penetration resistance.

ENSAM

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers