



Optimisation mécanique et énergétique d'enveloppes en matériaux composites pour les bâtiments

Natalia Kotelnikova-Weiler

► To cite this version:

Natalia Kotelnikova-Weiler. Optimisation mécanique et énergétique d'enveloppes en matériaux composites pour les bâtiments. Autre. Université Paris-Est, 2012. Français. NNT : 2012PEST1141 . pastel-00807510

HAL Id: pastel-00807510

<https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00807510>

Submitted on 3 Apr 2013

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.

UNIVERSITÉ PARIS-EST
École doctorale Sciences, Ingénierie et Environnement

Thèse de doctorat
Spécialité : Structures et Matériaux

présentée par
Natalia KOTELNIKOVA-WEILER

Optimisation mécanique et énergétique d'enveloppes
en matériaux composites pour les bâtiments

Soutenue le 19 décembre 2012

Rapporteurs :

Jacques LAMON

Paolo VANNUCCI

Examineurs :

Alain GUIAVARCH

Samira KHERROUF

Daniel QUENARD

Directeur de thèse :

Jean-François CARON

Co-directeur de thèse :

Olivier BAVEREL

Optimisation mécanique et énergétique d'enveloppes en matériaux composites pour les bâtiments

Thèse de doctorat présentée par Natalia KOTELNIKOVA-WEILER

devant le jury composé de :

Jacques LAMON	rapporteurs
Paolo VANNUCCI	
Alain GUIAVARCH	examineurs
Samira KHERROUF	
Daniel QUENARD	
Jean-François CARON	directeur de thèse
Olivier BAVEREL	co-directeur de thèse

Thèse préparée au Laboratoire Navier :

École des Ponts ParisTech
6-8 avenue Blaise-Pascal
Cité Descartes
77455 Champs-sur-Marne
Marne-la-Vallée cedex 2

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier tous les membres du jury, Alain Guiavarch, Samira Kherrouf, Daniel Quenard, et en particulier les rapporteurs Jacques Lamon et Paolo Vannucci pour leur temps et l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail.

Je remercie également mes directeurs de thèse, Jean-François Caron et Olivier Baverel, qui m'ont apporté leur soutien et encouragements. Ils ont cru en moi et ont su me guider tout en m'offrant une grande liberté dans mes recherches.

Je remercie l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie (ADEME) et le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) qui ont choisi de financer ce travail de thèse parmi d'autres projets. J'espère avoir été à la hauteur de la confiance qui m'a été accordée. Je suis particulièrement reconnaissante à Samira Kherrouf et Daniel Quenard pour leur accompagnement tout au long de cette thèse.

Je remercie également Karam Sab de m'avoir accueilli au laboratoire Navier et de m'avoir conseillé à faire cette thèse au moment où, élève de master, je m'interrogeais sur mon futur parcours professionnel.

Un grand merci à tous nos partenaires qui ont accompagné ces travaux, notamment Karim Benzarti de l'IFSTTAR et Paolo Vannucci de l'Université de Versailles et St Quentin.

Je remercie aussi les stagiaires (Richard Petit, Igor Arduin et Katarzyna Kiljan) placés sous ma responsabilité durant ces trois dernières années et qui m'ont aidé à développer certains aspects de cette thèse ou ont exploré différentes questions connexes à celle-ci. Merci à William Minvielle et la junior entreprise, qui m'ont fait gagné beaucoup de temps de débogage et de calculs !

Au sein du laboratoire, de nombreuses personnes m'ont apporté leur aide à différentes étapes de cette thèse. Je remercie Géraldine Vue, Alain Tamaint, Gilles Moreau, Christophe Bernard et Daniel Cintra pour leur accompagnement et conseils lors de la phase expérimentale de ces travaux. Leur ingéniosité, disponibilité et patience ont été fondamentaux.

Je ne peux négliger l'enrichissement personnel et professionnel apporté par les nombreux échanges avec mes collègues. Je remercie Alain Ehrlacher, Amina Alaoui, Maurizio Brocato, Gilles Foret et Bruno Sudret pour leurs conseils scientifiques et leur contributions à ma culture personnelle. Ce fut également un grand plaisir de collaborer avec Boumediene Nedjar, Ioannis Stefanou et Robert Leroy sur des projets communs de publications, enseignement et recherche.

La thèse est aussi faite de colloques, congrès et conférences, autant de missions auxquelles je n'aurais pas pu participer sans l'aide précieuse et irremplaçable de Marie-Françoise Kaspi, Brigitte Vigo-Saul et Marie-Laure Eliard. Leur sens de l'organisation, leur réactivité et leur énergie m'ont toujours impressionnée.

Ils m'ont supportée et soutenue pendant trois voir quatre ans pour certains, ils ont créé une ambiance de travail agréable. Ils ont su être des amis autant que des collègues.

Ils ont partagé mon bureau ou la table de la cafétéria. Ils ont suivi le roller-coaster de ma motivation. Chers collègues doctorants ou déjà docteurs, chers co-bureau, je vous remercie d'avoir été là !

Ma gratitude va à mes proches, amis et famille sans qui je ne serais jamais arrivée jusqu'ici. Ce travail est aussi fruit de leur patience !

Optimisation mécanique et énergétique d'enveloppes en matériaux composites pour les bâtiments

Résumé :

La majorité des bâtiments existant aujourd'hui ne respectent pas les réglementations thermiques actuelles. Pour répondre aux exigences environnementales il est impossible, dans ce contexte, d'envisager une politique globale de démolition-reconstruction. Des campagnes de réhabilitation doivent être mises en place. Une solution innovante de réhabilitation énergétique est proposée permettant d'exploiter les ressources énergétiques urbaines, peu utilisées actuellement. Elle consiste à rajouter autour du bâtiment une enveloppe extérieure qui aurait pour fonction principale le captage d'énergie solaire. Un outil d'optimisation de la géométrie de l'enveloppe et de la distribution spatiale de panneaux capteurs à sa surface est développé. Sa validation est effectuée sur des cas simples, puis il est appliqué aux situations présentant de forts contrastes : optimisation pendant la période d'hiver ou d'été, à Oslo ou à Tunis, avec des obstacles proches masquant le Soleil.

Afin de réaliser les formes complexes obtenues, il est proposé d'utiliser les gridshells comme système constructif. Ces structures obtenues par déformation élastique d'une grille de poutres en matériau composite initialement planes posent la question de la durabilité de ces matériaux soumis au chargement permanent. Pour étudier le comportement à long terme (fluage et rupture différée) de ces matériaux composés de fibres de renfort et matrice polymère viscoélastique, un modèle micro-mécanique est développé. Ce modèle de type shear-lag permet d'étudier l'influence des propriétés mécaniques des constituants sur la durée de vie du composite soumis à un chargement en traction et traction-cisaillement combinés.

Mots-clés :

optimisation de géométrie, captage, énergie solaire, enveloppe, core-skin-shell, algorithme génétique, shear-lag, rupture différée, décohésion, fluage, durabilité, matériau composite, matrice viscoélastique, chargement permanent, chargements combinés

Mechanical and thermal optimisation of fiber-reinforced plastic building envelopes.

Abstract :

The majority of existing buildings does not follow present energy efficiency regulations. In order to fulfill environmental requirements it seems impossible, in this context, to consider a global demolition-reconstruction policy. Renovation programmes need to be implemented. An innovative energy efficiency improvement solution is proposed, enabling to explore urban energy resources presently underexploited. The concept is to add, around the building, an external envelope whose main function would be to collect energy. An optimization tool aiming at finding the optimal geometry and collectors' spatial distribution on the envelope's surface, is developed. Its validation is carried out on simple cases, it is then applied in situations showing strong contrasts : optimization during summer and winter, in Oslo and in Tunis, with close obstacles partially masking the Sun.

In order to build the emerging complex geometries, the use of gridshell structures is proposed. These structures are obtained through elastic deformation of an initially plane grid made of composite material slender beams. This raises the problem of composite materials durability under sustained loading. In order to study the long-term behavior (creep and creep rupture) of these materials composed of reinforcing fibres and a polymeric viscoelastic matrix, a micromechanical model is developed. This shear-lag type model allows studying the influence of the constituents' mechanical properties on the lifespan of the composite under permanent pure traction or combined shear and traction loadings.

Keywords :

geometry optimization, energy collection, solar energy, envelope, core-skin-shell, genetic algorithm, shear-lag, creep rupture, debonding, creep, durability, composite material, viscoelastic matrix, permanent loading, combined loadings

Table des matières

Introduction générale	14
I Recherche de formes d’enveloppes optimales	23
1 Introduction : Enveloppes comme dispositif de captage d’énergie	24
2 Création de SolarOptiForm	64
3 Validation de SolarOptiForm.	80
4 Optimisations d’enveloppes, comparaison dans différents environnements	102
II Etude de la rupture différée des matériaux composites	131
1 Introduction : Etude phénoménologique de la durabilité des matériaux composites	132
2 Modélisation de la rupture différée sans décohésion	169
3 Modélisation de la rupture différée avec décohésion	208
Conclusion générale	244
A Analyse fonctionnelle de l’enveloppe d’un bâtiment	252
B Synthèse bibliographique sur la durabilité des matériaux composite soumis à des chargements permanents	259

Introduction générale

Sommaire

Enjeux énergétiques dans le bâtiment	15
La place de l'enveloppe dans le captage d'énergie	16
Des structures innovantes pour les enveloppes	17
Des matériaux innovants pour des structures nouvelles	20

L'enveloppe d'un bâtiment est ce qui délimite l'espace intérieur de l'espace extérieur. Cette enveloppe est à la fois barrière et porte, séparation et intégration. Ses fonctions sont nombreuses et parfois contradictoires : limiter l'accès/laisser entrer, préserver le climat intérieur sans couper du monde extérieur, protéger l'intimité et renseigner sur la fonction du bâtiment, garder la chaleur à l'intérieur... et l'évacuer. Ces paradoxes nombreux et pluridisciplinaires (détaillés en annexe A) posent aujourd'hui l'enveloppe au coeur des considérations environnementales de la conception des bâtiments. Un design approprié de celle-ci, permettrait de réduire les consommations énergétiques des bâtiments, voir de produire de l'énergie nécessaire à leur fonctionnement. Mais pour cela un processus d'optimisation est nécessaire.

Dans ce premier chapitre seront d'abord exposés les enjeux énergétiques dans les bâtiments. Puis suivra un aperçu du rôle de l'enveloppe dans le captage d'énergie. Ensuite des solutions innovantes de conception des enveloppes et les matériaux innovants adaptés à celles-ci seront présentés.

Les enjeux énergétiques dans le bâtiment

Entre août 2011 et août 2012, 392 590 logements ont été construits en France dont 348 488 en construction neuve et 44 102 en construction sur bâtiment existant [4]. En 2030 le nombre de logements en France métropolitaine devrait atteindre environ 39 000 000 à condition que le nombre de logements construits chaque année suive la demande estimée qui est comprise entre 300 000 et 400 000 logements par an en moyenne d'ici 2030 [5]. En 2006 le nombre de logements en France Métropolitaine s'élevait à 30 896 754 [7]. Cela signifie qu'environ 79% des logements de 2030 étaient déjà là en 2006. En 2006 ces logements se répartissent de la manière donnée dans le tableau 0.0.1 selon leur date d'achèvement.

La première réglementation thermique française date de 1974 avec application en 1975. Cela signifie qu'environ 48% des logements disponibles en 2030 auront été construits avant la première réglementation thermique. La majorité des logements disponibles ne respecteront donc pas les réglementations thermiques actuelles et encore moins celles du futur. Dans ces conditions la politique de démolition - reconstruction n'est pas viable, la rénovation et réhabilitation sont indispensables. Ces travaux de rénovation ont pour but de mettre aux normes ou tout du moins réduire les consommations énergétiques des bâtiments existants trop gourmands en énergie. Les stratégies de rénovation doivent permettre de rénover beaucoup, vite avec peu de moyens car l'échelle d'inter-

Date d'achèvement	Nombre de logements
Avant 1949	10 059 164
Entre 1949 et 1974	8 840 138
Entre 1975 et 1981	3 967 927
Entre 1982 et 1989	2 996 190
Entre 1990 et 1998	2 782 345
Entre 1999 et 2005	2 250 990

TAB. 0.0.1 – *État du parc de logements en France métropolitaine en 2006 suivant la date d'achèvement des bâtiments*

vention est immense. Au-delà de la réduction des besoins énergétiques, les villes, les bâtiments donnent accès aux ressources énergétiques peu ou pas explorées aujourd'hui. Il est question dans ce travail de proposer des solutions qui permettront d'aller vers cette exploitation de ressources énergétiques urbaines.

Les bâtiments sont responsables d'une grande part de la consommation d'énergie et d'émission de gaz à effet de serre autant durant la phase de construction que d'exploitation. D'après le rapport de l'AIE de 2008 concernant les "Tendances mondiales de consommation d'énergie et efficacité" ("Worldwide Trends in Energy Use and Efficiency" [6]), en 2005 l'énergie domestique représente 29% de la consommation d'énergie finale et est responsable de 21% des émissions de gaz à effet de serre. Le chauffage reste toujours le poste le plus important de consommation d'énergie domestique (53%), alors que, depuis les années 1990, la part des équipements (appareils électroménagers, bureautique etc.) a dépassé celle attribuée à l'eau chaude sanitaire. Ces deux postes représentent en 2005 respectivement 21% et 16% de l'énergie domestique consommée. Les 10% restant se divisent de manière égale entre la cuisson et l'éclairage. Dans les pays européens, approximativement 19% du total de l'énergie domestique est consommée sous forme de pétrole, 39.5% - gaz naturel, 3.5% - charbon, 10.5% - énergies renouvelables, 4.5% - réseaux de chauffage urbain et 23% sous forme d'électricité. Rappelons ici que les ressources d'énergie fossile s'épuisent. L'extraction et l'utilisation de ces ressources pose de nombreux problèmes écologiques. Quel prix et en particulier quel prix environnemental saura-t-on assumer pour l'extraction de ces ressources dans les années à venir ? Il est cependant certain qu'un jour arrivera où leur utilisation ne sera plus acceptable ou possible. Pour les pays européens de l'OCDE, l'énergie domestique représentait en 2005 13.4EJ par an. Avec un ensoleillement annuel moyen de 1000kWh/m², cette demande énergétique pourrait être couverte avec une ressource solaire renouvelable approximativement 3000 fois.

La place de l'enveloppe dans le captage d'énergie

Même s'il semble qu'il suffirait de couvrir nos bâtiments de cellules photovoltaïques pour répondre aux besoins présentés plus haut, la situation est bien plus complexe. Mettant de côté les problèmes liés à la gestion de réseaux électriques, considérations esthétiques et viabilité économique d'une telle solution, on se concentrera sur un seul aspect du problème : l'accès effectif à l'énergie solaire en milieu urbain et les problèmes de droit au Soleil qui y sont liés. En effet, dans le contexte urbain, les distributions des ombres liées aux bâtiments voisins sont complexes et les contraintes géométriques nombreuses. En effet les réglementations urbaines (Plan Local d'Urbanisme, PLU, en France) délimitent un volume constructible pour chaque parcelle. Afin d'exposer une surface suffisante au rayonnement solaire, l'enveloppe du bâtiment doit se déployer et se déformer.

C'est la raison pour laquelle le présent travail est centré sur l'optimisation de la forme et de la distribution spatiale des capteurs solaires (systèmes photovoltaïques de différentes technologies ou capteurs thermiques) afin de collecter un maximum d'énergie solaire en prenant en compte les contraintes décrites précédemment.

Plusieurs travaux de recherche développés conjointement par l'UMR Navier et le CSTB entendent promouvoir un concept élargi d'enveloppe du bâtiment déjà suggéré dans quelques approches architecturales (façades double-peau, façade active, etc.) : le concept Core-Skin-Shell. Afin de réduire les pertes énergétiques au travers des surfaces

extérieures, le bâtiment doit être aussi compact que possible alors qu'en même temps ces mêmes surfaces devraient se déployer afin de maximiser le captage solaire. Le concept Core-Skin-Shell (détaillé plus loin) tente de répondre à ce paradoxe. L'approche consiste à séparer les deux fonctions de la façade du bâtiment en deux enveloppes distinctes : isolante et captatrice. L'enveloppe externe captatrice devient alors relativement indépendante et sa géométrie est libérée des contraintes fonctionnelles internes. Elle peut alors être guidée exclusivement par la disponibilité de l'énergie solaire. Le travail présenté ici a pour objectif d'optimiser sa géométrie et la distribution des capteurs solaires (telles des cellules photovoltaïques) sur sa surface. Le concept de la façade double peau n'est pas nouveau [8, 9], la démarche consiste simplement à exploiter la liberté de forme que celui-ci offre afin de maximiser la collecte d'énergie. La course du Soleil dans le ciel fonction de la position géographique du bâtiment considéré, les variations journalières et saisonnières de l'énergie solaire perçue au niveau du sol ainsi que la présence d'obstacles proches et lointains masquant le Soleil doivent être pris en compte.

L'optimisation par algorithmes génétiques de la géométrie de l'enveloppe et de la distribution de panneaux capteurs à la surface de celle-ci sera traitée dans la première partie de cette thèse.

La deuxième question qui se pose est alors : comment construire des formes complexes obtenues par optimisation ? Quel matériau de construction, quel système structural sont adaptés à ce type de géométrie ? Ces solutions constructives ne sont-elles pas en contradiction avec les efforts environnementaux qu'on tente de déployer pour réduire l'impact des bâtiments ?

Des structures innovantes pour les enveloppes

Les structures gridshells sont étudiées depuis plusieurs années au laboratoire Navier (voir à ce propos Douthe [3], [1] et [2]). Souples et légères elles permettent de proposer des formes complexes. Elles sont donc naturellement candidates pour la réalisation des formes complexes obtenues par optimisation. Parmi les dernières structures gridshells conçues au sein du laboratoire (en collaboration avec de nombreux partenaires), le forum du festival Solidays qui s'est tenu en 2011 nous permettra d'illustrer les principales caractéristiques de ces structures. Les photographies de la construction du gridshell du forum Solidays ont été fournies par l'équipe de conception.

La figure 0.0.1 montre les barres initialement droites utilisées pour la conception de cette structure. Il s'agit ici de tubes en matériau composite à fibres de verre fabriqués par pultrusion. Les barres qui forment la grille du gridshell, initialement droites sont fléchies pour donner sa courbure à la coque formée. Ceci nécessite des matériaux ayant une résistance élevée et admettant des déformations relativement importantes. Les premiers gridshells ont été construits en bois mais d'une part ses propriétés mécaniques sont dispersées (car c'est un matériau naturel) et d'autre part la longueur des éléments est limitée. Les matériaux composites fabriqués par pultrusion présentent une bonne alternative parmi les matériaux actuellement disponibles. Leur propriétés mécaniques allient résistance élevée, légèreté et facilité de fabrication. Les propriétés mécaniques sont contrôlés de manière plus précise et la longueur des éléments n'est limitée que par la taille des camions qui seront amenés à les transporter.

La figure 0.0.2 montre la grille plane assemblée au sol. Cette grille plane a deux directions de barres, régulièrement espacées. Elle est assemblée en créant des connexions



FIG. 0.0.1 – *Tubes en matériau composite à fibres de verre fabriqués par pultrusion utilisés dans le projet Forum Solidays, image fournie par l'équipe de conception*



FIG. 0.0.2 – *Grille assemblée à plat au sol, image fournie par l'équipe de conception*

entre les barres du gridshell permettant une libre rotation de celles-ci. Cette grille n'a pas de rigidité en cisaillement : la grille forme des losanges déformables.

Pour former la coque à double courbure, une étape de levage est nécessaire. La figure 0.0.3 montre l'étape de levage du projet Solidays. L'absence de rigidité en cisaillement permet la déformation de la grille et sa courbure. Cette étape permet de ramener les bords de la grille dans leurs positions finales comme montré sur la figure 0.0.4. Une fois que les conditions aux limites sont fixées, la grille prend la forme de la coque voulue. Cependant elle ne possède pas encore la rigidité d'une coque.

La figure 0.0.5 montre la dernière étape du montage de la structure : la triangulation. Cette étape consiste à rajouter une troisième direction de barres qui divise chaque losange en deux pour former des triangles. En privant ainsi la grille de sa liberté en cisaillement, la coque devient rigide. La double courbure permet d'obtenir des structures



FIG. 0.0.3 – *Levage de la grille, image fournie par l'équipe de conception*

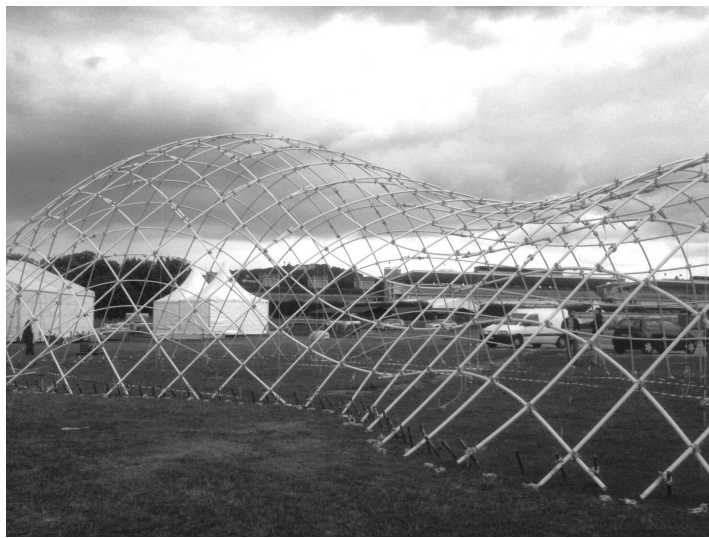


FIG. 0.0.4 – *Les bords de la grille sont ramenés à leurs positions finales, image fournie par l'équipe de conception*

raides capables de couvrir des grandes portées. La rigidité de la structure ne vient donc pas de la rigidité du matériau employé mais de la géométrie de la structure. Les deux courbures peuvent être dans le même sens (comme dans le projet Solidays) ou inversées.

Pour résumer : "Les gridshells sont des structures à double courbure obtenues par déformation élastique d'une grille plane sans rigidité en cisaillement" [3]. On voit ici le potentiel offert par ce type de système constructif dès lors qu'il s'agit "d'envelopper" des bâtiments existants. On a également pu voir que l'association entre ce concept structurel et les matériaux composites est très prometteuse. La section qui suit présentera donc brièvement cette famille de matériaux.

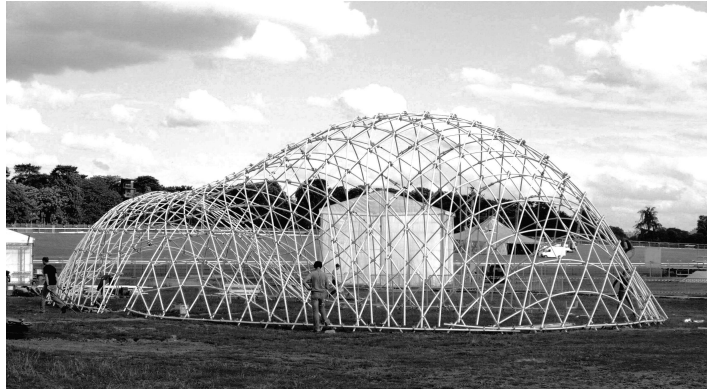


FIG. 0.0.5 – *Phase de triangulation de la grille : une troisième direction de barres est rajoutée pour donner la rigidité à la structure, image fournie par l'équipe de conception*

Des matériaux innovants pour des structures nouvelles

Les matériaux composites au sens large sont des matériaux formés de plusieurs matériaux. Les matériaux composites dont il s'agit dans ce travail sont des matériaux composés de fibres de renfort et matrice polymère qui permet le maintien de celles-ci.



FIG. 0.0.6 – *Réparation de colonnes en béton armé par collage de composites pré-imprégnés. Images empruntées à ISIS Sherbrooke*

Parmi les nombreuses applications des matériaux composites dans la construction et le génie civil, on peut citer le renforcement. Un exemple est présenté dans la figure 0.0.6 empruntée à ISIS Sherbrooke. On voit dans cette figure la réhabilitation de colonnes en béton armé. Ces colonnes sont très détériorées et leur capacité porteuse en est largement diminuée. La première étape consiste à nettoyer la surface de réparation. Puis un pré-imprégné carbone/résine est appliqué à la surface de la colonne. Le collage

est réalisé avec une matrice epoxy. Ceci permet un confinement de la colonne et la restauration de la capacité porteuse de celle-ci. Une rigidité et résistance élevées pour un poids minimal sont recherchées dans ces applications. En effet, il s'agit d'effectuer les opérations de réparation sans modifier considérablement la géométrie initiale de la structure (problèmes d'encombrement) ni son poids (éviter les surcharges). Au delà de la réparation, les matériaux composites sont également utilisés dans le renforcement des structures dans les conditions particulières d'environnements corrosifs où l'acier est inapplicable. Ces matériaux possèdent de bonnes propriétés de résistance aux environnements agressifs (corrosion).

Pour des applications dans les structures gridshells, les propriétés mécaniques recherchées sont d'une part une résistance élevée, un allongement à rupture et un module importants. La méthode d'Ashby appliquée au cas des gridshells est utilisée dans la thèse de Cyril Douthe [3] pour déterminer les matériaux les plus appropriés pour leur construction. Un indice de déformabilité, de rigidité et de fragilité ont été définis pour l'aspect mécanique puis des indices environnementaux et économiques ont également été implémentés. Il en ressort que sur les critères uniquement mécaniques, le bois, les métaux et les composites verre/résine et carbone/résine sont les plus avantageux. Du point de vue économique les composites verre/résine semblent les mieux classés. Enfin du point de vue environnemental, les composites sont loin derrière le bois à condition de ne pas prendre en compte le traitement chimique de celui-là, nécessaire dans les applications structurelles, les colles utilisées pour fabriquer des barres de grandes longueurs, les rebuts dus aux noeuds présents dans le bois naturel. Sur l'ensemble de l'analyse les composites verre/résine l'emportent donc.

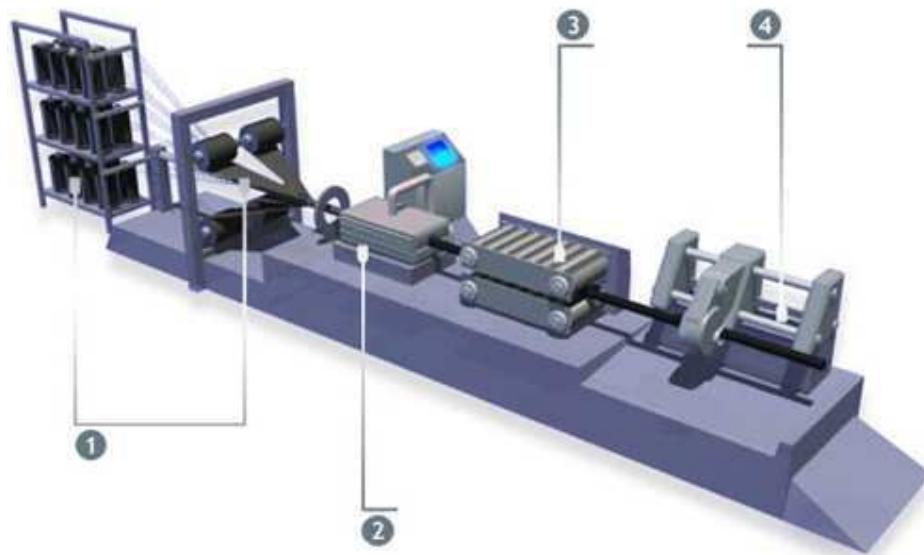


FIG. 0.0.7 – Unité de pultrusion. 1 - fibres de renfort. 2 - Filière chauffante. 3 - Unité de traction du produit semi-fini. 4 - Unité de découpe. Image empruntée à Exel Composites.

Afin de fabriquer des barres de grandes longueurs, une méthode de fabrication continue et économique, la pultrusion, est la plus appropriée. La figure 0.0.7 (empruntée à Exel Composites) présente cette méthode de fabrication. Les fibres de verre continues dans un roving sont plongées dans la résine liquide, le tout est ensuite tiré à travers une

filière qui permet de donner le profil désiré. Dans la filière le composite est chauffé ce qui permet la polymérisation de la résine. Le produit fini est tiré en continu à la sortie de la filière puis coupé à la longueur désirée. Cette méthode de fabrication permet d'obtenir des matériaux composites renforcés de fibres jusqu'à 60% en volume.

Comme nous l'avons vu précédemment, au sein de la structure gridshell, envisagée pour la structure de l'enveloppe de bâtiment, le matériau est soumis à un chargement en flexion permanent dû à la mise en forme. Il est donc indispensable d'étudier la durabilité des matériaux composites soumis à ce chargement permanent. La durabilité des matériaux composites à fibres de verre est largement étudiée dans la littérature pour des conditions spécifiques (environnement corrosif, UV, températures élevées) mais ces matériaux étant peu utilisés comme matériau de structure principal, l'étude de la durabilité sous chargements permanents est encore peu abordé. Dans la deuxième partie de cette thèse, cette question sera donc traitée en détails. Plus particulièrement la durée de vie des matériaux composites unidirectionnels soumis à un chargement en traction permanent sera étudiée.

Bibliographie

- [1] C. Douthe, O. Baverel, and J.F. Caron. Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 47(1) :53–62, 2006.
- [2] C. Douthe, J.F. Caron, and O. Baverel. Gridshell structures in glass fibre reinforced polymers. *Construction and Building Materials*, 24(9) :1580–1589, 2010.
- [3] Cyril Douthe. *Etude de structures élancées précontraintes en matériaux composites : application à la conception des gridshells*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2007.
- [4] Commissariat général au développement durable. Construction de logements. Résultats à fin juillet 2012 (France entière), Chiffres & statistiques, num. 344, août 2012.
- [5] Commissariat général au développement durable. La demande potentielle de logements à l'horizon 2030 : une estimation par la croissance attendue du nombre de ménages, Le point sur, num. 135, août 2012.
- [6] IEA. Worldwide Trends in Energy Use and Efficiency. Key insights from IEA indicator analysis, 2008.
- [7] INSEE. Logements construits avant 2006 par type, catégorie et époque d'achèvement de la construction, RP2008, 2008.
- [8] Ulrich Knaack, Tillmann Klein, Marcel Bilow, and Thomas Auer. *Façades, Principles of Construction*. Birkhäuser Verlag AG, 2007.
- [9] Lieb Oesterle and Heusler Lutz. *Double-skin Façades. Integrated planning*. Prestel, 2001.

Première partie

Recherche de formes d'enveloppes
optimales

Chapitre 1

Introduction : Enveloppes comme dispositif de captage d'énergie

Sommaire

1.1	Les enveloppes architecturales	25
1.1.1	Historique d'évolution des façades	25
1.1.2	Différents concepts de façades	27
1.1.3	Façade double peau	32
1.2	Core-skin-shell	38
1.2.1	Description du concept	39
1.2.2	Exemples	39
1.2.3	Morphogénèse et droit au soleil	40
1.2.4	La façade-coque protectrice et captatrice	41
1.3	Énergie solaire	42
1.3.1	Les différentes utilisations de l'énergie solaire	43
1.3.2	La réglementation thermique et l'intégration des EnR dans le bâti	45
1.3.3	Du Soleil au capteur, le parcours du rayonnement	45
1.4	L'installation photovoltaïque	49
1.4.1	Gisement solaire - l'énergie reçue	49
1.4.2	Caractérisation des panneaux - conditions standard de test	56
1.4.3	Sensibilité spectrale - critique des conditions standard	56
1.4.4	Panneaux - les technologies	57
1.4.5	Qu'est-ce qu'une position de panneau optimale ? Remarques sur l'utilisation	62

Les enveloppes de bâtiments se situent à l'interface entre intérieur et extérieur. Elles permettent de réguler les conditions intérieures mais elles ont également un accès privilégié aux ressources d'énergie extérieure, parmi lesquelles l'énergie solaire. Dans le présent travail on verra comment on peut exploiter cette énergie accessible grâce à l'enveloppe du bâtiment. La démarche proposée ici consiste à séparer la fonction de captage d'énergie dans une enveloppe-coque extérieure. Ceci permet de libérer la géométrie de celle-ci de contraintes liées à d'autres fonctions et d'exploiter cette liberté pour optimiser la géométrie afin de maximiser le captage d'énergie.

Dans ce chapitre introductif, une première section permet de faire un état de l'art des concepts de façades existant actuellement et de situer l'approche proposée dans ce travail par rapport à ceux-ci. Ensuite on examinera le captage d'énergie solaire en lui-même en partant de la source - le Soleil, jusqu'au dispositif de captage - l'installation photovoltaïque. Ceci permettra de faire l'inventaire des approximations et hypothèses utilisées par la suite, dans le travail d'optimisation.

1.1 Les enveloppes architecturales

Dans cette section, on rappelle d'abord l'évolution des façades au cours du temps. Puis les concepts de façades actuelles seront présentés. Suivra une partie concentrée sur les façades double peau car elles sont à la base du concept core-skin-shell proposé ici. Ce concept sera alors décrit plus en détails. Puis on tentera de résumer les différents cas d'application du concept de façade-coque protectrice et captatrice, la "shell" du "core-skin-shell".

Cette section bibliographique a été rédigée en collaboration avec Laëtitia Arantes, doctorante au CSTB et au laboratoire AECC.

1.1.1 Historique d'évolution des façades

L'enveloppe vernaculaire

Depuis ses débuts dans les grottes troglodytes, la façade (ou "enveloppe") - en tant que "contour de l'habitat" ([14], p.7) - a beaucoup évolué. Interface entre intérieur et extérieur, on lui a toujours associé de multiples fonctions. A l'origine, protection contre les intempéries et les ennemis, elle définit les contours de la propriété privée et de la sphère intime. Peu à peu, elle se voit attribuer des exigences de régulation et de réglage (isolations thermique et acoustique, imperméabilité, renouvellement de l'air, luminosité ...) ou encore de connexion entre intérieur et extérieur (relations visuelles et/ou physiques, et en même temps maintien d'une certaine limite entre vie privée et vie publique). Icône culturelle et esthétique, la façade constitue la carte de visite d'un édifice et doit en ce sens répondre aux plus hautes exigences esthétiques. Aujourd'hui, actrice essentielle du développement durable, la façade bénéficie plus que jamais de toutes les attentions. L'architecte grec Alexander Tzonis la considère même comme l'élément déterminant de la construction écologique : "il devient clair, dans les conditions actuelles, qu'un environnement favorable à long terme à l'être humain ne repose ni plus ni moins que sur la transformation de l'enveloppe des constructions individuelles" ([21], p.17). Qu'elle ait une épaisseur ou non, la façade devient un espace en soi. Finie la représentation en deux dimensions. Désormais, de nouveaux concepts sont proposés par

les architectes. A la recherche de plus grandes performances énergétiques et de confort, la façade prend du volume et se travaille en profondeur.

Alors que les premières constructions étaient en forme de dôme et combinaient ainsi toit et murs en une enveloppe unique, deux courants majeurs de conception de l'enveloppe se sont ensuite développés. Liés aux modes de vie nomade et sédentaire ce sont la construction à squelette en bois et les murs en maçonnerie [12]. C'est à ce moment que le toit se développe comme structure indépendante avec ses propres matériaux et techniques constructives. Depuis, peu de changements sont intervenus dans l'utilisation et le concept de toit et du mur. Suivant les régions, différents matériaux étaient utilisés (et le sont toujours dans certaines régions du Monde) pour couvrir le squelette en bois : feuilles, textile, peaux. Pour la maçonnerie également, divers matériaux ont été employés : terre cuite, pierre. Ces matériaux sont actuellement employés dans la construction mais ils ont évolué et des nouveaux matériaux naturels ou de synthèse se sont développés. Au Moyen Age, par exemple, les murs pouvaient être en bois, brique ou pierre, le toit avec une charpente en bois couverte de tuiles d'ardoise ou de chaume et un sol en pierre ou terre séchée. Une telle combinaison ne serait pas anachronique aujourd'hui.

Au Moyen Age ou à la Renaissance, le mur était fait d'une seule couche (épaisse) de matériau homogène. Puis une finition extérieure en pierre taillée et une finition intérieure en plâtre ont été rajoutées. De telles finitions procurent également une protection au matériau structurel enveloppé. Ces murs répondent aux fonctions principales de l'enveloppe : protection contre incendie, bonne isolation et inertie thermiques, excellente isolation acoustique et structure du bâtiment. Ce sont les précurseurs des murs multicouches actuels. Du fait que la façade participe à la fonction porteuse du bâtiment, le nombre, la taille et la géométrie des ouvertures sont limités.

La révolution de l'architecture moderne

L'invention de l'ossature acier puis béton armé durant le 19e siècle constitue la vraie révolution dans la conception de l'enveloppe. Le mur extérieur peut alors devenir une simple barrière contre les éléments naturels et ne plus être structurel. Mais pendant longtemps l'ossature était cachée à l'intérieur des murs en maçonnerie en perpétuation du style gothique ou renaissance. C'est avec la révolution de l'architecture moderne au début du 20e siècle que cette séparation de fonctions prend effet avec l'invention du mur rideau. Celui-ci est aujourd'hui utilisé partout dans le monde pour des bâtiments institutionnels ou de bureaux. La fonction porteuse du bâtiment étant assurée par une structure indépendante, la façade est libérée de cette contrainte et la quantité de vitrages n'est plus limitée. Le mur extérieur se dématérialise offrant plus de lumière intérieure et de transparence à l'édifice. C'est une importante évolution dans la conception architecturale où il est devenu possible de partitionner l'espace avec des solutions transparentes.

Ce que le mur extérieur a perdu en masse (avec ses avantages), il l'a gagné en flexibilité. Les composants de façade sont devenus plus spécifiques, capables de répondre à des exigences particulières. Un panel de matériaux nouveaux a vu le jour : finition, isolant, étanchéité. Chaque performance peut être atteinte par une couche et un matériau différents ou une couche peut être multi-fonctionnelle. La séparation de la façade et de la structure porteuse permettent notamment le remplacement et le remaniement des composants de façade afin d'adapter le bâtiment à de nouvelles normes (rénovation) ou nouvelles fonctions (réhabilitation). Une manière de voir la façade moderne est

un patch-work. Chaque élément assure une fonction particulière : opacité et isolation, transparence et captage d'énergie, ventilation, chauffage. La façade est composée et recomposée à volonté et au gré des besoins des occupants.

Cette révolution architecturale a conduit à des projets fondateurs de l'architecture moderne, à d'importantes réflexions théoriques et conceptuelles. Cependant à cette époque la consommation énergétique n'était pas un enjeu important de la conception architecturale et les surfaces vitrées largement augmentées ont dû être compensées par des systèmes de chauffage plus importants ce qui entraîna une surconsommation d'énergie. Certains projets réalisés à cette époque resteront emblématiques mais les enjeux ont changé et une approche constructive identique n'aurait plus sa place aujourd'hui.

À la fin des années 50, à partir des systèmes de double fenêtres (box window, voir plus loin), les doubles vitrages ont été développés. Un seul cadre est alors nécessaire, les deux verres sont mécaniquement liés ensemble. Les doubles vitrages préviennent les courants de convection qui peuvent s'établir dans les doubles fenêtres. Ces systèmes constituent une nette amélioration de l'isolation thermique de l'enveloppe par rapport au simple vitrage plus largement répandu dans l'architecture moderne. Les parties vitrées n'ont alors plus l'unique fonction de laisser passer la lumière, le vitrage devient isolant. Des rapides améliorations et développement ont suivi : rupteurs de ponts thermiques et cadres plastiques ou en matériaux composites (voir le projet COFAHE de l'ADEME et du CSTB), systèmes de stores intégrés etc... Ceci a permis au double vitrage de prendre une large part du marché.

Contexte actuel

Actuellement des façades high-tech sont en cours de développement. À la fois isolantes et transparentes, elles permettent de laisser passer plus de lumière (pour limiter les besoins en éclairage artificiel) et retiennent de mieux en mieux la chaleur. Dans les années 90 les verres sélectifs ont vu le jour : ils ont une transmittance élevée et en même temps une faible transmission d'énergie. Les isolants transparents sont très performants thermiquement et laissent passer la lumière diffuse à l'intérieur. Les prismes et volets à miroirs sont également employés, ainsi que les hologrammes pour le contrôle de la luminosité. Des systèmes électrochromiques, thermochromiques ou photochromiques sont en cours de développements. Mais toutes ces innovations restent encore chères et peu répandues. D'autre part elles ne répondent "qu'à" deux problèmes : la luminosité et l'isolation mais pas à celui de l'isolation acoustique.

1.1.2 Différents concepts de façades

À nouveaux concepts, nouvelles terminologies. Depuis quelques années, on ne parle plus de façade, mais de "peau". "Double membrane", "peau ventilée", "résille", "enveloppe multicouche"... le plus souvent, l'enveloppe se fait double, voire même triple. Entre les termes d'enveloppe, de coquille, de peau, - sans parler de toutes les déclinaisons qui existent -, difficile de s'y retrouver et de ne pas faire l'amalgame entre les différents concepts qui gravitent autour de la notion de façade. La distinction est d'autant moins évidente que la façade peut se décliner en autant de façons qu'il existe de matériaux et/ou de technologies. Il semble donc intéressant de faire le point sur les concepts qui existent et qui ont été employés jusqu'à maintenant. À ce titre, deux types de façades se distinguent : les façades "lourdes" et les façades "légères". Quand les premières, "monolithiques", sont homogènes et essentiellement réalisées en un seul

matériau, les secondes se caractérisent par leurs structures différenciées et la variabilité de leurs "couches". Assez rapidement, les façades légères se substituent aux façades lourdes, ces dernières n'étant pas en mesure de satisfaire aux besoins techniques toujours plus nombreux et aux normes d'isolation et de régulation toujours plus rigides qui sont imposés à l'enveloppe. Bien que non exhaustive, la liste qui suit tente de résumer les différentes techniques connues en matières de conception de façades. Il s'agit pour l'essentiel de façades légères. Les images tirées de [13] sont utilisées pour illustrer les différents concepts.

Le mur manteau

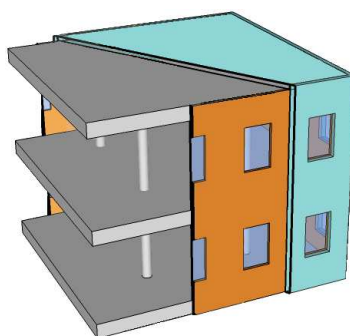


FIG. 1.1.1 – *Mur manteau, illustration tirée de [13]*

La figure 1.1.1 représente l'un des concepts les plus courants : le mur manteau. Sorte de "cocon protecteur" [9], le mur manteau consiste à isoler le bâtiment par l'extérieur. Il se compose généralement d'une paroi support verticale (en maçonnerie de petits éléments ou en béton banché, représenté en orange sur l'image), d'un isolant thermique placé à l'extérieur de la paroi (représenté en turquoise), d'un revêtement de protection et de finition, et de fenêtres, portes et portes-fenêtres rapportées dans la paroi. Cette technique permet d'optimiser principalement les performances thermiques du bâtiment, la régulation de la température intérieure et le coût global de l'opération. Par ailleurs, par la diversité de matériaux existants, le mur manteau offre une large gamme de parements extérieurs : enduit, bardage, pierre mince, acier, aluminium, zinc... ainsi que des matériaux plus contemporains comme le verre ou les composites.

La façade ventilée double peau

Pour satisfaire les demandes d'amélioration du confort, les façades monolithiques ne suffisent plus. C'est à partir de ce constat que les façades multicouches font leur apparition. Il s'agit pour la façade d'avoir un rôle plus actif, plus "intelligent", afin de fonctionner en synergie avec l'environnement extérieur. L'exemple le plus courant est la façade double peau, aussi appelée "double façade ventilée", représenté dans la figure 1.1.2. Sa description est simple : il s'agit d'une façade traditionnelle (en orange sur la figure) doublée par l'extérieur par un écran essentiellement vitré - et dont les éléments sont parfois modulables -, tous deux enserrant une lame d'air. Grâce à la peau extérieure vitrée, conçue le plus souvent pour être imperméable, la peau intérieure est libérée de toute contrainte d'étanchéité et de maintenance. Quel que soit le type de double peau considéré, son fonctionnement repose toujours sur les mêmes principes : l'effet de serre

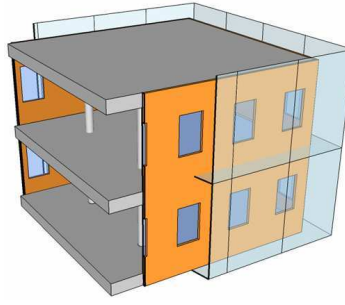


FIG. 1.1.2 – *Façade ventilée double peau, illustration tirée de [13]*

qui permet d'absorber les variations du climat et de réguler la température intérieure des espaces, et l'effet de cheminée qui permet de créer une ventilation naturelle de la façade. De cette manière, une façade double peau est assimilable aux espaces tampons habituellement utilisés dans la conception bioclimatique. De plus, en protégeant des contraintes météorologiques, elle s'assimile à un écran protecteur, sorte de coquille qui englobe le bâtiment. Les avantages présentés par les doubles façades sont multiples. Elles permettent notamment, lorsqu'elles sont bien conçues, de limiter les déperditions thermiques, de créer une isolation acoustique, de supprimer l'effet de paroi froide en hiver, et une protection contre les surchauffes d'été (en autorisant une bonne ventilation), les reflets, les buées (si l'évacuation de l'humidité est bien gérée) et les courants d'air. Cependant, pour réaliser ces performances, ce type de façade nécessite, dès la phase de conception, de prendre en compte les problèmes de confort thermique en été notamment si la façade interne est vitrée, et les risques de condensation superficielle dans la lame d'air en hiver. On reviendra plus en détail sur les façades double peau car elles sont à la base des concepts développés dans les présents travaux.

La serre bioclimatique

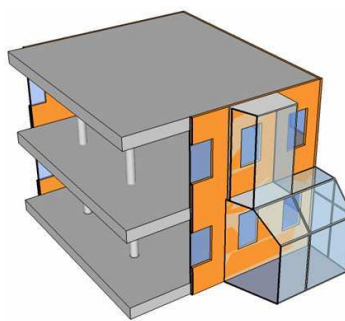


FIG. 1.1.3 – *La serre bioclimatique, illustration tirée de [13]*

La figure 1.1.3 représente l'utilisation de serres bioclimatiques. Ce sont des éléments, pièces à vivre, largement vitrés rapportés au volume principal du bâtiment. Le principe de la serre bioclimatique - ou véranda - est identique à celui du mur Michel-Trombe, si ce n'est que la lame d'air entre les deux peaux se transforme en espace à vivre. Pour rappel, le mur Trombe est composé d'un mur épais à forte inertie devant lequel est placée une parois vitrée, séparée du mur par une lame d'air. L'effet de serre produit

permet de réchauffer le mur. Cette chaleur est ensuite distribuée vers l'intérieur de la maison. En été la lame d'air est ventilée et la chaleur est ainsi évacuée. Généralement orientée vers le Sud, la serre bioclimatique peut avoir deux types d'utilisation, selon les saisons :

- En saison froide, l'objectif est d'emmagasiner un maximum de chaleur solaire par effet de serre. Pendant la journée, la température de la serre devient supérieure à celle du bâtiment, le mur capte et stocke de la chaleur et par le biais de fenêtres, l'air chaud pénètre dans l'édifice. Inversement, la nuit, les fenêtres sont fermées et le mur situé entre le bâtiment et la véranda restitue la chaleur accumulée le jour ;
- En été, le but est d'éviter les surchauffes, en fermant portes et fenêtres pendant la journée. Avec un dispositif de protection solaire (store, casquette, végétation, etc.), la serre restera agréable. Pendant la nuit, les ouvertures de la serre permettront de rafraîchir le bâtiment.

Ici encore, il est évident que seule, la serre ne peut garantir un confort thermique toute l'année, et surtout en été, saison pendant laquelle d'autres mesures doivent être prises pour éviter les surchauffes.

La façade végétalisée

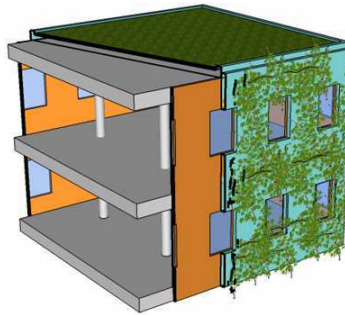


FIG. 1.1.4 – *La façade végétalisée, illustration tirée de [13]*

Sur la figure 1.1.4 une façade et un toit végétalisés sont représentés. Ce type de façade peut être assimilé à une façade double peau, pour laquelle la peau extérieure est couverte, sur ses deux faces, de plantes. Ce système de mur végétalisé présente l'avantage de rafraîchir l'air en été, grâce au principe de l'évapotranspiration. Grâce à une circulation aéraulique appropriée, il est ainsi possible de rafraîchir l'air ambiant du bâtiment sans avoir recours à un système de climatisation.

La façade à lamelles

Technique variante de la façade double peau, la façade à lamelles, représentée sur la figure 1.1.5, consiste généralement en une coquille à lames brise-soleil ou à mailles, - réalisées en bois, en acier ou en aluminium -, qui double la façade principale du bâtiment. La vocation première de cette façade est de diminuer, par un effet "casquette", l'apport solaire direct, de manière à éviter les surchauffes estivales. Il s'agit donc d'une coquille extérieure qui vient englober - totalement ou partiellement - le bâtiment existant. Là encore, la lame d'air présente entre l'écran et le bâtiment sert d'espace tampon et permet une ventilation naturelle. Dans certains cas, décollée de la

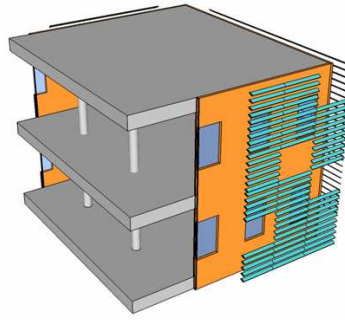


FIG. 1.1.5 – *La façade à lamelles, illustration tirée de [13]*

façade principale de l'immeuble, la coquille permet de créer un espace intermédiaire, à usage privatif ou collectif. C'est par exemple le cas dans l'immeuble Formosa 1140 proposé par l'agence américaine LAHO. Revêtue de panneaux métalliques rouges, la coquille donne de l'ombre au bâtiment, mais permet également de séparer la circulation des habitants du domaine public. Étant donné la variété de techniques et de matériaux, ce type de façade se voit affublée de terminologies variées : résille, maille, treillis, matrice, ou simplement toile...

La structure parapluie

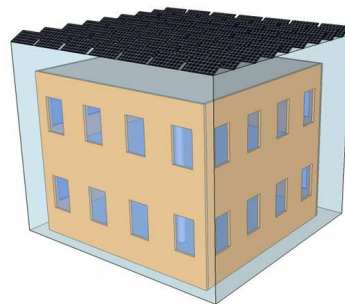


FIG. 1.1.6 – *La structure parapluie, illustration tirée de [13]*

Ultime variante de la façade double peau, la structure parapluie (figure 1.1.6) propose de définir une couverture indépendante abritant des unités d'habitation dégagées des contraintes de charges et de pluviométrie. Cet abri peut être conçu soit à la dimension d'un logement - comme dans le projet Habiter sous un parapluie de Sébastien Freitas -, soit de plusieurs édifices - comme dans le projet de Gilbert Autret qui abrite deux immeubles de bureaux, ou encore l'académie de formation conçue par F.H. Jourda et Gilles Perraudin qui accueille neuf bâtiments. Dans le premier cas, le parapluie est ouvert et sert à garder le bâtiment hors d'eau. Dans le second cas, le parapluie va au-delà puisque, fermé, il permet de créer un microclimat. Assez souvent, cette technique emploie des principes, voire même des objets, du monde agricole comme les serres ou les hangars qui peuvent s'étendre et protéger des immeubles sur de grandes surfaces.

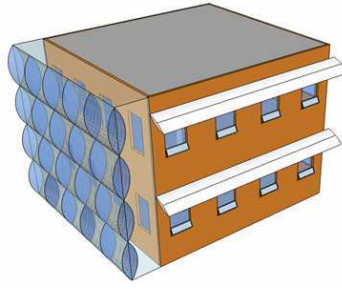


FIG. 1.1.7 – *La peau active, illustration tirée de [13]*

La peau active

Depuis quelques années, pour mieux assister l'occupant, grâce aux nouvelles technologies et à la domotique, on assiste au début d'un changement fonctionnel au niveau des façades qui sont de plus en plus nombreuses à s'équiper et devenir "actives". Non seulement, elles enveloppent nos activités, mais elles y participent aussi. La figure 1.1.7 représente schématiquement le principe de telles façades. Désormais, les enveloppes deviennent le support de systèmes nouveaux (panneaux gonflables, cellules photovoltaïques, protections solaires réglables par exemple), et participent en ce sens à la production d'énergie. Plus que de simples surfaces de diffusion et de transport de la lumière, et plus que de simples éléments de protection contre l'énergie solaire, elles captent cette énergie et la transforment en une énergie utile, économique, parfois même lucrative. Par exemple, le projet Habitat 2020, imaginé pour les villes chinoises par l'agence Probes-Philips, propose de concevoir des immeubles habillés d'une peau "active", qui absorbe l'air, l'eau et la lumière du dehors, et les purifie ou les transforme avant de les restituer à l'intérieur des logements.

1.1.3 Façade double peau

Il nous semble pertinent de revenir plus en détails sur la façade double peau car celle-ci est à la base du concept développé dans ces travaux : l'enveloppe-coque protectrice et captatrice. Les développements qui suivent permettront de se poser les bonnes questions quant à l'applicabilité de la façade-coque dans différents contextes.

Deux précurseurs aux façades double peau peuvent être cités : les doubles fenêtres et le mur rideau. Le système des doubles fenêtres est composé de deux cadres de fenêtre séparés d'une trentaine de centimètres. Une zone thermique tampon présente entre les deux permet de limiter les déperditions de chaleur en hiver. En été, un des cadres peut être enlevé. Ce système s'adapte donc aux conditions climatiques. Le mur rideau est un système constructif où les panneaux de façade viennent s'accrocher sur la structure porteuse du bâtiment tel un rideau. C'est un système de façade légère qui, cher au départ, est devenu aujourd'hui l'un des moyens les plus économiques pour revêtir un édifice.

Comme dans le système des doubles fenêtres, la façade double peau contient deux façades : extérieure et intérieure et une couche d'air qui les sépare. Et comme les façades mur rideau, la façade double peau n'est pas porteuse. Il faut tout de même remarquer que la façade supporte les charges de vent : la composante statique et la composante dynamique. La première se distribue de manière égale sur les deux façades, intérieure

et extérieure alors que la composante dynamique n'est supportée que par la façade extérieure.

Les façades double peau sont basées sur le principe du multi-couche. Elles sont composées de la façade extérieure, zone intermédiaire et façade intérieure. La façade extérieure protège des conditions météorologiques et des bruits extérieurs. Elle comporte des ouvertures permettant la ventilation de l'espace intermédiaire et de l'intérieur du bâtiment. Le mouvement d'air dans la zone intermédiaire est réalisé par convection naturelle (le mouvement d'air ascendant est provoqué par la différence de température entre les couches d'air inférieures et supérieures, due à la chaleur provenant du rayonnement solaire) et le vent. Parfois une extraction d'air mécanique peut être nécessaire. Dans la zone intermédiaire des protections solaires sont souvent installées afin d'éviter la surchauffe en été. La façade intérieure est souvent à double vitrage afin d'assurer une bonne isolation thermique en hiver. Elle comporte des ouvertures pour permettre la ventilation naturelle des locaux intérieurs.

Les façades double peau sont généralement appliquées lorsque le bâtiment est soumis à des vents forts ou à des niveaux de bruits extérieurs élevés. Lorsqu'aucune des deux contraintes n'est appliquée, l'utilisation d'une façade double peau ne se justifie que dans des cas exceptionnels. Par exemple de telles façades sont très avantageuses lors de travaux de réhabilitation où l'intervention sur la façade existante doit être limitée voir proscrite. C'est le cas notamment de façades historiques dont l'apparence doit être préservée. La façade double peau est également avantageuse lorsqu'elle permet la ventilation naturelle par les fenêtres (par opposition à la ventilation mécanique) ou étend significativement la durée où celle-ci est utilisée. En effet l'ouverture des fenêtres est conditionnée par le niveau de bruit extérieur et de vent. Lorsque ceux-ci sont trop élevés, une ventilation mécanique doit être mise en place ce qui entraîne une consommation d'énergie supplémentaire et des surcoûts. La façade double peau (comme on le détaillera plus loin) protège la façade intérieure du bruit et du vent ce qui permet d'ouvrir les fenêtres et avoir une ventilation naturelle.

La double façade est une façade flexible qui peut s'adapter aux besoins changeants des occupants au cours des saisons. En cela c'est une façade intelligente.

Protection phonique

Le rajout d'une façade extérieure permet d'améliorer l'isolation phonique de l'enveloppe. La façade extérieure réfléchit le bruit extérieur. De cette manière les fenêtres sont soumises à des niveaux de bruit inférieurs, ainsi, même lorsqu'elles sont ouvertes, l'intérieur reste protégé. L'avantage des doubles façades est donc de permettre la ventilation naturelle des locaux par les fenêtres. Mais dans ce cas la qualité de l'air extérieur reste, bien sûr, le critère primordial. Les ouvertures (qui assurent la ventilation) présentes dans la façade extérieure diminuent le niveau de protection phonique. Le niveau d'isolation atteignable avec une telle façade est donc directement lié à la ventilation à assurer. Une bonne ventilation naturelle permet de faire l'économie d'un système de ventilation et parfois de climatisation. Tout au moins peut-elle diminuer l'énergie utilisée pour le rafraîchissement : la façade extérieure protège à la fois des intempéries et d'intrusions permettant la ventilation nocturne en été.

Cependant il est important de remarquer que la façade extérieure réfléchit également les bruits intérieurs vers l'intérieur. Lorsque la façade intérieure est ouverte, cette transmission de bruit d'une pièce à une autre constitue une source d'inconfort. Pour limiter ces effets, l'ouverture de la façade intérieure devra être limitée (à accorder avec

la ventilation). Il faut noter que la nuisance d'un bruit est fonction à la fois de son intensité et de la portée informative de celui-ci. Par exemple le bruit du trafic sera moins perturbant que le bruit d'une conversation. A l'intérieur de la zone intermédiaire de la façade double peau les bruits provenant de l'extérieur sont mélangés à ceux de sources intérieures. Ainsi les bruits extérieurs permettent de "brouiller" les bruits plus informatifs provenant d'espaces intérieurs et les rendre plus acceptables, moins gênants. Cet effet de "brouillage" dépend du contraste qui existe entre les niveaux de bruit des différentes sources (celui-ci ne doit pas dépasser 5dB(A)). Par conséquent la transmission de bruit entre les pièces sera nuisible lorsque le niveau de bruit extérieur n'est pas suffisamment élevé (60-65dB(A)) ou lorsque l'isolation phonique de la façade extérieure est trop importante. Les cas où la façade double peau, pour des raisons esthétiques ou thermiques (autre avantage de ce type de façade), est appliquée même sur les façades du bâtiment n'étant pas soumis à des nuisances sonores importantes, devront être considérés avec la plus grande attention.

Une façade double peau est, comme nous l'avons mentionné, une façade adaptable. Lorsqu'elle est utilisée pour fournir une isolation thermique variable au cours de l'année, il faut prendre en compte le fait que l'isolation phonique varie également. Ceci aura des conséquences sur le design de la façade intérieure.

Isolation thermique

En hiver la deuxième façade augmente l'isolation thermique (si les volets de ventilation peuvent être hermétiquement fermés) mais cela aura peu d'effet dans les cas où l'isolation thermique intérieure est déjà suffisamment performante. La deuxième façade peut être appliquée dans les cas de réhabilitation mais elle ne sera pas aussi efficace qu'une couche d'isolant thermique supplémentaire. Ainsi la façade double peau devrait être appliquée pour d'autres raisons et les avantages thermiques ne peuvent constituer la principale raison de son application.

La performance de l'isolation apportée par la deuxième façade est directement liée à l'ouverture de la façade extérieure. Généralement jusqu'à 10% d'ouverture les pertes thermiques sont acceptables mais au-delà de 20% la pénétration du vent devient trop importante et la couche d'air se met en mouvement conduisant aux pertes par convection [26].

Comme mentionné précédemment, les façades double peau permettent d'éviter l'effet de "paroi froide". En effet dans une conception avec une seule paroi, celle-ci est directement en contact avec l'extérieur, sa température de surface est donc basse en hiver (12°C) ce qui d'une part peut provoquer des problèmes de condensation, des sensations de froid (liés aux flux de rayonnement de chaleur) mais aussi des courants d'air descendant près des fenêtres et donc des sensations de courant d'air froid. Pour cette raison des radiateurs sont généralement placés sous les fenêtres afin de compenser ces effets. Lorsque les volets de ventilation extérieure sont fermés, et si les fenêtres intérieures sont ouvertes, des problèmes de condensation sur la paroi extérieure plus froide peuvent apparaître.

En été l'avantage principal de la double façade est de permettre l'installation de protections solaires extérieures même si le bâtiment est soumis à des vents forts. C'est le cas notamment pour les bâtiments élevés. D'autre part, comme mentionné précédemment, la double façade facilite la ventilation nocturne. Cependant ce type d'enveloppes peut être soumis à des surchauffes en été. Pour éviter ce problème la zone intermédiaire doit être ventilée correctement afin d'évacuer la chaleur due à l'effet de serre. Notamment

lorsque les protections solaires sont installées à l'intérieur de la zone intermédiaire, elles doivent être placées de telle manière à être ventilée correctement des deux côtés.

Lumière du jour

Le rajout d'une couche de verre supplémentaire n'est pas sans conséquences sur la qualité de la lumière du jour dans le bâtiment : la quantité de lumière pénétrant à l'intérieur est diminuée. De plus la double façade possède une épaisseur qui, si les divisions entre les étages dans la zone intermédiaire sont opaques, vient s'additionner à la profondeur de la pièce ce qui diminue l'éclairage au fond de celle-ci. Pour compenser ces effets, des surfaces vitrées plus importantes peuvent être adaptées. Augmenter la largeur de la fenêtre permet de ramener d'avantage de lumière mais supprimer l'allège n'est pas une solution intéressante car la partie de vitrage située en dessous de la hauteur de la table de travail est assez inefficace. Cependant les besoins en climatisation augmentent proportionnellement à la taille des fenêtres. D'autre part il est également possible d'installer dans la zone intermédiaire des dispositifs réfléchissant la lumière vers l'intérieur. Ces dispositifs doivent être adaptés aux conditions de ciel couvert. Le rayonnement direct doit être filtré afin d'éviter éblouissement et reflets.

Protection incendie

Il n'existe pas encore de réglementations spécifiques aux façades doubles peau. Chaque projet doit, par conséquent faire objet d'études particulières soumises aux autorités adéquates. Il existe pourtant un certain nombre de recommandations.

Matériaux de construction et formes constructives

- La façade extérieure doit être construite avec des matériaux incombustibles
- Les divisions verticales et horizontales doivent être constituées de matériaux incombustibles (Horizontal : acier ou aluminium, Vertical : acier, aluminium ou verre)
- Chaque élément vitré doit être fixé indépendamment
- La rupture locale de la structure de support ne doit pas entraîner la rupture globale

Risques

- Localisation du feu par les pompiers : lors d'un feu de faible énergie, lorsque la paroi extérieure reste intacte, il peut être difficile de le localiser précisément rendant difficile l'accès depuis l'extérieur
- La zone intermédiaire doit être suffisamment ventilée (avec des installations mécaniques supplémentaires si nécessaire) pour permettre le désenfumage
- Le feu peut se propager entre les étages à travers la zone intermédiaire : cela dépendra partiellement des matériaux utilisés pour les divisions
- Le niveau de risque dépendra de la hauteur du bâtiment (trois classes : 0-7m ; 7-22m ; au-delà de 22m), de son utilisation (bureau, logements, utilisation spécifique accueillant beaucoup de publique) et du type de façade double peau utilisé (risque faible pour les box-window ou shaft-box ; risque intermédiaire pour les façades corridor et risque élevé pour les façades multi-étages, voir les définitions et illustrations dans la section qui suit)

Classification des façades double peau

Différents types de façade double peau existent. La classification n'en est pas complètement établie et elle est souvent faite en fonction de la forme des divisions de la zone intermédiaire et à la fonction de ventilation que l'on souhaite obtenir.

Box-window La figure 1.1.8 tirée de [23] montre le fonctionnement des box-window. Chaque fenêtre y est placée dans un cadre séparé des autres fenêtres par des cloisons verticales et horizontales. Les arrivées d'air se situent en partie basse de la "boîte" ainsi formée et l'extraction d'air est effectuée par la partie supérieure. Cela évite la propagation d'odeurs et de bruits. Ce type de conception est utilisé par exemple lorsque le niveau de bruit extérieur est très élevé. Les cas où les ouvertures dans la façade sont ponctuelles ou lorsque l'intimité de chaque pièce est primordiale (les pièces adjacentes doivent être séparées phoniquement les unes des autres) constituent d'autres cas d'application typiques.

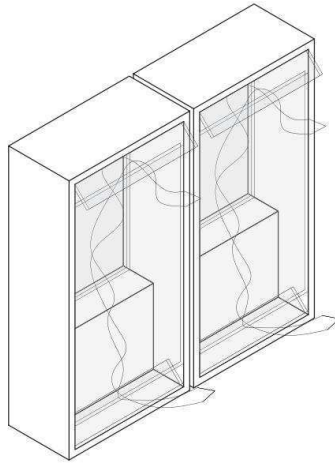


FIG. 1.1.8 – Illustration du principe de fonctionnement de la ventilation naturelle de box-window, tirée de [23]

Shaft-box façades Dans le cas précédent le nombre d'ouvertures dans la façade extérieure est très élevé car chaque "box" possède ses propres ouvertures de ventilation. Le fonctionnement des shaft-box façades (illustré dans la figure 1.1.9 tirée de [23]) consiste à connecter les "box" précédemment décrites à un puits vertical de ventilation. Il est alors possible de limiter le nombre d'ouvertures dans la façade. L'admission d'air frais de l'extérieur est toujours effectuée dans la partie basse des "box". L'air vicié est extrait vers le puits de ventilation. Dans ce puits une circulation d'air verticale s'établit permettant d'évacuer l'air vicié en haut du puits. Ce système réduisant les ouvertures sur la façade, permet d'obtenir de meilleures performances phoniques. La hauteur des conduits est, par contre, limitée en pratique. Ce système est appliqué lorsque des niveaux d'isolation phonique particulièrement élevés sont nécessaires.

Façade corridor La figure 1.1.10 tirée de [23] illustre un autre principe de façades double peau. La zone intermédiaire dans ce système de façades est séparée par des cloisons horizontales en couloirs reliant plusieurs pièces (il n'y a plus de séparations verti-

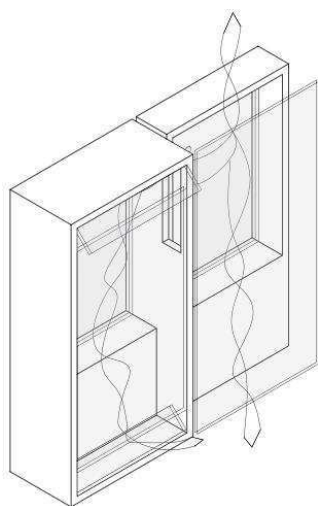


FIG. 1.1.9 – *Illustration du principe de fonctionnement de la ventilation naturelle des shaft-box, tirée de [23]*

cales). Les bouches d'extraction et d'admission d'air sont décalés horizontalement afin d'éviter la recontamination. Ce système est particulièrement efficace lorsque la ventilation par les fenêtres doit être réalisée mais son inconvénient majeur est la propagation possible de bruits entre les pièces adjacentes par réflexion sur la façade extérieure.

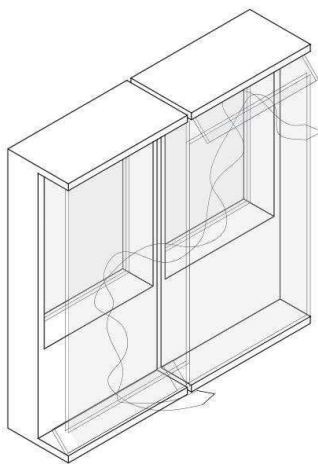


FIG. 1.1.10 – *Illustration du principe de fonctionnement de la ventilation naturelle des façades corridor, tirée de [23]*

Façade multi-étages Dans le système de façade multi-étages, présenté dans la figure 1.1.11 tirée de [23], il n'y a pas de séparations verticales ou horizontales entre les éléments : c'est une deuxième peau qui peut recouvrir jusqu'à l'intégralité de la façade d'un bâtiment. La ventilation des espaces intérieurs ne peut être que mécanique, l'espace intermédiaire ne pouvant que récupérer l'air vicié. De larges ouvertures en haut et en bas de la façade permettent d'admettre de l'air et de l'évacuer. Cet espace peut être fermé en hiver et servir de zone thermique supplémentaire. Ce système est appliqué lorsque le niveau de bruit extérieur est très élevé, lorsque la ventilation mécanique

ne peut être évitée ou si les ouvertures sur la façade ne sont pas envisageables. Deux inconvénients sont à craindre : la stratification de l'air dans l'espace intermédiaire et la propagation de bruit entre les pièces sur toute la façade.

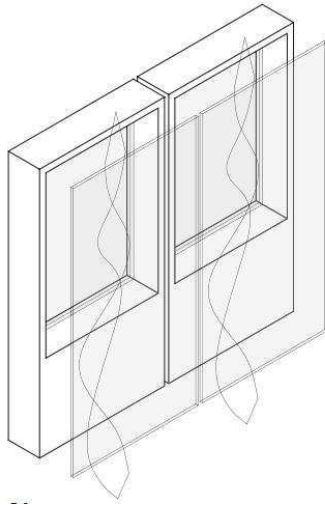


FIG. 1.1.11 – *Illustration du principe de fonctionnement de la ventilation naturelle des façades multi-étages, tirée de [23]*

Nous venons de voir dans cette partie le fonctionnement de différents types de façades double peau. La fonction principale de la façade extérieure est d'apporter une couche de protection (sauf thermique) au bâtiment. Pour résumer : protection contre le vent, protection contre le bruit, protection solaire, création d'un espace tampon, facilitation de la ventilation naturelle.

Dans la section qui suit, un concept innovant, qui tente d'aller au-delà des fonctionnalités décrites précédemment, sera présenté. Il s'agit du concept core-skin-shell, où la "shell" (ou coque) s'apparente à la façade extérieure de la façade double peau mais acquiert de nouvelles fonctions.

1.2 Core-skin-shell

De nouvelles compositions de façades sont donc proposées par les architectes, qui la déclinent sous des formes et des techniques variées, jouant avec son épaisseur, sa texture et même ses fonctions. Pourtant malgré les performances qu'elles affichent, certaines d'entre elles souffrent de manques notables. Car finalement, il s'avère difficile de satisfaire toutes les exigences d'ambiance et de confort que l'être humain demande. Isabelle Duffaure-Gallais et Alain Maugard résument assez bien cette situation dans leur ouvrage "Le bâtiment demain et après-demain" : "l'alchimiste moderne sera celui qui transformera les matériaux d'aujourd'hui en une matière porteuse et résistante, stable dimensionnellement, isolante thermiquement, isolante aux bruits, insensible au feu, imperméable à l'air et à l'eau, n'émettant ni fibre, ni poussière, ni gaz, pouvant stocker ou émettre de l'énergie ..." [18]. Dans l'attente de ce matériau miracle capable d'assurer toutes les fonctions (régulation, confort, espaces, ambiances, etc.) attendues d'une structure et d'une enveloppe, l'hypothèse d'une décomposition de l'enveloppe

du bâtiment en trois "couches" semble plus prometteuse car plus réaliste. Le concept Core-Skin-Shell émerge de cette réflexion.

1.2.1 Description du concept

En analogie avec l'être humain, le concept Core-Skin-Shell permet d'envisager une spécialisation des différentes parties qui composent un bâtiment pour répondre de façon optimale à chacune des fonctions qu'il doit assurer. Le cœur, ou noyau (core), est le squelette, les muscles et le système nerveux du projet, celui qui pourvoit les postes essentiels à la stabilité et au bon fonctionnement du bâtiment. Élément structurant qui centralise l'ensemble des fluides et systèmes actifs, le noyau est au centre de la construction. Il pompe l'air. Il fait circuler les fluides. Il assure la régulation des conditions de confort intérieur. Il contribue à l'inertie du bâtiment. L'enveloppe, ou la peau (skin), détermine les contours du volume habitable. Elle assure l'isolation, la mise hors d'eau et hors d'air du bâtiment, la transmission de la lumière naturelle, et contribue à la création de l'ambiance intérieure par la nature des matériaux qui la composent. La carapace, ou la coque (shell), comme les vêtements que nous portons, est l'élément de protection périphérique qui englobe les deux éléments précédents, tout en s'en détachant physiquement. Bouclier ou blindage, elle protège l'habitat des aléas climatiques, assure sa sécurité et contribue à sa durabilité dans le temps. Elle peut également devenir réactive et productrice de chaleur et/ou d'énergie, en accueillant sur sa surface des capteurs d'énergie renouvelable. Par ailleurs, la Shell possède un autre intérêt notable au regard de ce qui représente aujourd'hui un enjeu d'avenir : l'évolutivité et l'adaptabilité des bâtiments. Par son indépendance structurelle vis-à-vis de l'enveloppe thermique du bâtiment, la coque peut être enlevée, remplacée et recyclée. Elle contribue ainsi à la réversibilité du processus constructif. De l'intérieur vers l'extérieur, cette décomposition en trois couches suit une progression du plus chaud et doux au plus froid et dur ; du plus organique, humide et fragile, au plus minéral, sec et résistant. L'intérêt de ce feuilletage - jouant le rôle de filtres entre l'environnement extérieur et les ambiances intérieures - est qu'il permet de considérer distinctement chaque couche et d'y mettre en oeuvre les matériaux les plus appropriés pour un fonctionnement optimal. Basé sur une logique d'optimisation, il permettra également de rationaliser la fabrication des différents composants de manière à en réduire les coûts de production. Le travail des concepteurs réside alors principalement dans la manière de penser et composer les articulations et les échanges entre ces différentes strates. Philippe Madec résume d'ailleurs très bien cette attitude de conception : "on ne construit plus des murs, on construit des échanges" ([16], p.70).

1.2.2 Exemples

Si l'on en considère les grands principes, le concept Core-Skin-Shell n'est pas un concept nouveau. Au contraire, les façades "multi-couches" sont depuis longtemps expérimentées dans les projets d'architecture. La liste de références qui suit en témoigne. A la recherche de plus grandes performances énergétiques et de confort, la façade prend du volume et se travaille en profondeur. Double enveloppe protectrice, façade perspirante, mur rideau, façade active... sont autant d'innovations dans la peau des bâtiments. Notre intention ici est de mettre en place une terminologie qui rassemble et synthétise ces différentes déclinaisons de façades. Nos références sont présentées selon les rôles

attribués à la Shell. Ces rôles sont de quatre ordres : urbain, spatial, thermique passif et thermique actif.

Du point de vue de l'insertion urbaine, la création d'une Shell peut permettre d'unifier un ensemble de bâtiments. C'est notamment le cas pour le projet Airspace de Thom Faulder (création d'un "feuillage" architectural donnant une unité à l'ensemble des appartements et bureaux composant le bâtiment [5]) ou encore pour l'hôtel Yas Viceroy à Abu Dhabi conçu par l'agence Asymptote Architecture [1]. Par ailleurs, décoller la Shell de la Skin est également l'occasion de créer des espaces et de nouveaux usages. C'est ce qui est avancé par l'agence Fact Architectes dans le projet du Centre Social Balzac de Vitry-sur-Seine [4]. Dans certains cas, la Shell peut devenir active en devenant le support de panneaux photovoltaïques comme dans le cas de l'immeuble MediaTic de l'agence Cloud9 à Barcelone [6].

Mais l'essentiel des exemples illustrant le concept de façade explosée font surtout référence au rôle thermique passif de la Shell. Le premier est celui de protection climatique. Un exemple est le dôme géodésique construit en 1958 par Buckminster Fuller pour l'Union Tank Car & Cie à Baton Rouge (Louisiane). Plus récemment, dans le cas du projet de la G.I. School à Bombay, l'architecte Sanjay Puri propose de répondre à la problématique de la surchauffe particulièrement accrue dans cette région du monde en accolant à la façade une seconde peau dont la taille des ouvertures varie en fonction de l'orientation (grandes au Nord et petites au Sud afin de réduire les apports solaires [8]).

Un exemple ultime (qui quant à lui illustre l'ensemble du concept Core-Skin-Shell) est le projet du cabinet D3 Architectes pour le Centre des Mémoires de Guyane qui se compose de trois éléments structurants : un coeur qui sert de zone de stockage au sein d'un monolithe compact, une ceinture périphérique composée des bureaux, et une carapace qui sert essentiellement de protection solaire [7].

Ces trois projets sont fixes et jouent uniquement un rôle passif dans l'amélioration du confort thermique intérieur. Une évolution du rôle de protection est celui d'adaptation au climat par l'utilisation de la domotique et des façades dites actives ou intelligentes. Par exemple, dans le projet du Kiefer Technical Showroom à Styria (Autriche), le cabinet Ernst Giselsbrecht and Partner propose de réaliser une façade dynamique composée de panneaux d'aluminium qui bougent au gré des demandes des usagers et permettent ainsi un meilleur confort intérieur par une réduction ajustée des apports solaires [3].

1.2.3 Morphogénèse et droit au soleil

Parmi les premières recherches de forme en lien avec la question du droit au soleil, Ralph Knowles développe dans les années 1980 le concept d'enveloppe solaire : il s'agit de l'enveloppe tridimensionnelle dans laquelle un bâtiment peut s'inscrire sans compromettre l'accès à l'ensoleillement direct des bâtiments voisins [20, 24]. L'enveloppe solaire est obtenue en simulant l'ombre qu'aurait un bâtiment fictif sur ses voisins pendant une durée quotidienne. Elle assure ainsi aux bâtiments et à ses voisins la possibilité de recourir aux stratégies solaires passives et actives. Deux autres notions complémentaires ont été développées par la suite [15] : la SRE (Solar Right Envelope) qui indique la hauteur maximale d'un bâtiment pour qu'il ne fasse pas d'ombre à ses voisins, et la SCE (Solar Collection Envelope) qui donne la hauteur minimale de la fenêtre la plus basse pour qu'elle soit suffisamment ensoleillée. Le terme volume solaire est également utilisé pour désigner les hauteurs de bâtiments à la fois ensoleillés et ne faisant pas

d'ombre à leurs voisins [15].

Au départ, les enveloppes solaires ont été peu utilisées, car longues à construire (à partir de graphes solaires ou de modèles physiques combinés à des héliodons, et ce, sur papier). Cela a très probablement ralenti leur utilisation en tant qu'outil de politique d'aménagement urbain. Mais, ces dernières années, avec le développement des outils informatiques de plus en plus performants, l'enveloppe solaire est plus facilement implémentée dans les outils de modélisation et d'aide à la conception (CAD). Parmi les outils les plus récents on peut citer DIVA pour Rhinoceros 3D et Autodesk Ecotec Analysis qui combinent de nombreuses fonctionnalités, l'analyse solaire étant l'une d'elles. En 2004, D. Siret et S. Houpert réalisent un travail de mise en équation de l'enveloppe solaire [28]. Ces méthodes sont également utilisées par des architectes dans l'élaboration de leur projet : c'est notamment le cas du cabinet Bjarke Ingels Groupe [2] qui a eu recours aux enveloppes solaires dans le cadre de son projet Reciprocity (réponse au concours Low2Now, [22]).

1.2.4 La façade-coque protectrice et captatrice

A la vue de l'ensemble d'informations recueillies dans ce chapitre on peut se poser la question suivante : quels sont les conditions d'application de la façade-coque protectrice et captatrice et quelles sont les fonctions qu'elle devra assurer dans ces conditions ?

Pour cela on propose un diagramme questions-réponses présenté dans la figure 1.2.1. Pour répondre aux questions proposées, on utilisera les informations données précédemment. Ce diagramme permet de dégager quatre cas d'application de la façade-coque suivant les fonctions que celle-ci devra supporter.

- Dans le premier cas, en plus de supporter la fonction de captage d'énergie, la "shell" devra assurer la protection thermique, phonique, contre le vent et le Soleil. De plus elle devra être suffisamment transparente pour permettre de voir la façade du bâtiment qu'elle protège. C'est le cas typique de réhabilitation de façade classée où peu d'interventions sont possibles sur le bâtiment existant.
- Dans le deuxième cas la "shell" protège du bruit et du Soleil et capte l'énergie disponible. Ce cas s'apparente au cas classique d'application des façades double peau où la protection phonique est la raison d'être de celle-ci.
- Dans le troisième cas la "shell" doit protéger du vent et du Soleil en plus d'être captatrice d'énergie. Il s'agit souvent de bâtiments de grande hauteur où les protections solaires par exemple, ne peuvent être installées que dans un espace intermédiaire protégé du vent par la façade extérieure.
- Dans le dernier cas la shell a deux fonctions : protection solaire et captage d'énergie, cette thèse se concentrera sur cette application. Dans ce cas lors de la conception de celle-ci un effort particulier devra être fait pour éviter les problèmes de surchauffe et de transmission de bruit. Cette coque pourra par exemple être une résille légère servant uniquement de support aux panneaux solaires et brise-Soleil.

Pour résumer, ce travail de thèse porte sur l'optimisation d'une enveloppe de bâtiment captatrice d'énergie solaire. L'hypothèse sous-jacente est que cette enveloppe est une enveloppe extérieure autour d'un bâtiment ayant une enveloppe intérieure qui lui procure une protection thermique, une mise hors d'eau et assure l'étanchéité à l'air. L'enveloppe captatrice extérieure est recouverte de panneaux capteurs d'énergie solaire, produire de l'énergie est ainsi sa seule fonction. L'approche ainsi adoptée qui consiste à recouvrir entièrement le bâtiment de panneaux capteurs est loin de la réalité d'un

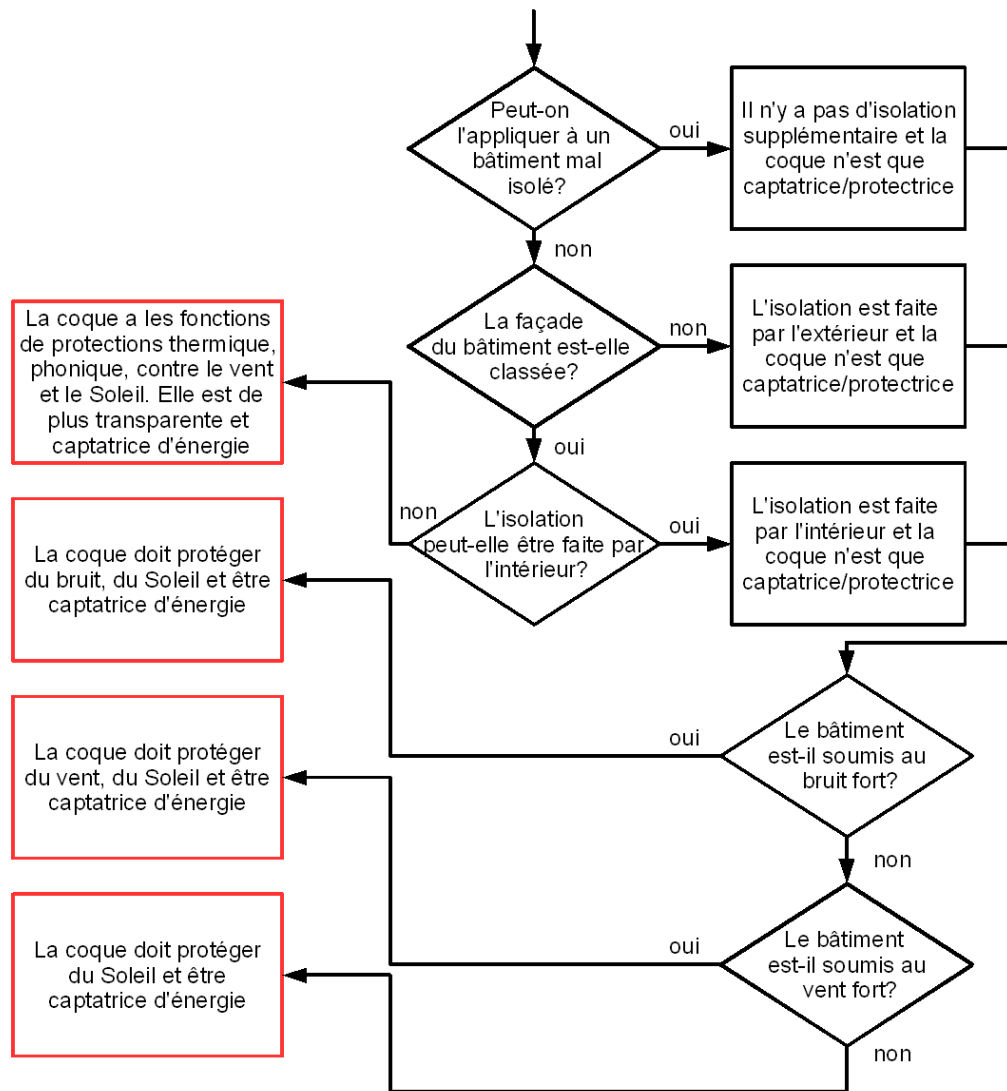


FIG. 1.2.1 – Applications d'une enveloppe-coque extérieure, différentes configurations possibles

projet architectural où des vues vers l'extérieur doivent, entre autres, être aménagées. La position de cette thèse est de considérer que la présence d'ouvertures (fenêtres) dans la façade est une contrainte imposée et non un paramètre à optimiser. La présence de fenêtres implique des phénomènes thermiques non modélisés dans ce travail (les phénomènes de surchauffe par exemple). Le travail d'optimisation de la géométrie de l'enveloppe et de la répartition des différents types de panneaux capteurs à sa surface est fait sans tenir compte de la présence de fenêtres pour simplifier l'approche dans le cadre de cette thèse. Cependant il est possible d'imposer manuellement dans le logiciel SolarOptiForm la position et les dimensions des ouvertures dans une telle enveloppe.

1.3 Énergie solaire

Pour améliorer le bilan énergétique des bâtiments existants la solution envisagée ici consiste donc à rajouter une surface de captage (sous forme d'enveloppe extérieure)

supplémentaire. Le rôle de cette enveloppe dépend du contexte dans lequel on tente d'appliquer cette mesure d'amélioration du bilan énergétique (à ce propos revoir le diagramme 1.2.1 qui tente de résumer les différents cas d'application). Sa fonction principale est de capter de l'énergie de l'extérieur afin de répondre aux besoins des occupants. Ceci dans le but de rendre le bâtiment à énergie zéro ou, mieux, à énergie positive. La question de l'autonomie énergétique des bâtiments reste ouverte et ne fait pas partie de ces travaux. A quelle échelle tente-t-on d'améliorer le bilan ? Le bâtiment seul, l'îlot, le quartier ? La pertinence de cette approche est fonction du contexte d'application et est spécifique à chaque projet. Ainsi l'enveloppe extérieure captatrice pourrait constituer une simple greffe sur une partie de l'enveloppe d'un bâtiment, ou couvrir entièrement un bâtiment ou un groupe de ceux-ci. Dans tout les cas, l'approche envisagée consiste à optimiser la géométrie et la répartition de panneaux capteurs sur cette surface de captage extérieure supplémentaire. Dans cette section on s'intéresse donc à l'énergie solaire, ses différentes utilisations et ses spécificités.

1.3.1 Les différentes utilisations de l'énergie solaire

L'énergie solaire est disponible sous forme de rayonnement électromagnétique dont l'essentiel est composé de lumière visible (voir figure 1.3.1 plus loin). Pour la plupart des utilisations (éclairage naturel ou chaleur directe mis a part), cette énergie doit être convertie. Dans cette partie seront brièvement décrites les principales utilisation de l'énergie solaire. (La plupart des informations concernant les utilisations de l'énergie solaire présentée ci-dessous est tirée de [17]).

Chaleur solaire

Une conception bioclimatique du bâtiment permet de tirer parti de la chaleur fournie par le Soleil : un bon emplacement des ouvertures mais aussi des protections solaires contribuent à créer le confort thermique intérieur.

N'importe quel corps absorbant constitue un capteur de chaleur : le rayonnement solaire est absorbé par le corps qui s'échauffe et restitue l'énergie sous forme de rayonnement infrarouge et conduction. Ainsi lorsque le rayonnement solaire pénètre à l'intérieur de la maison à travers une fenêtre, il est absorbé par le plancher et les autres corps absorbants. Ceux-ci réémettent l'énergie sous forme de rayonnement infrarouge, chauffent l'air et les objets en contact par conduction. L'air chauffé circule dans la pièce et transporte la chaleur. Le vitrage de la fenêtre permet à la fois de prévenir les échanges convectifs entre air intérieur et extérieur, de limiter les échanges par conduction entre ceux-ci et de piéger le rayonnement infrarouge émis par les objets se trouvant dans la pièce. En effet une vitre est quasiment transparente au rayonnement visible mais pratiquement opaque aux ondes infrarouges. Plus le matériau absorbant est massif (ou à forte capacité calorifique), plus le décalage temporel entre absorption et restitution est important, c'est le principe d'inertie thermique.

La chaleur directe trouve son application dans de nombreux domaines : agricole (cultures sous serres, séchage des denrées agricoles), bâtiments d'habitation ou tertiaires, cuisson solaire (qui demande tout de même un concentrateur solaire afin d'atteindre les températures nécessaires), production de sel ou d'eau douce (distillateur solaire, fonctionnant sur le principe d'une serre), voir à ce propos Dessus and Pharabod [17].

Les capteurs plans à air ou eau utilisent ce même principe pour leur fonctionnement. La différence avec un mur Trombe-Michel ou une fenêtre orientée Sud réside dans le fait

que ces derniers soient des capteurs "passifs", c'est-à-dire que la mise en circulation du fluide caloporteur (air pour ces deux derniers) est faite naturellement par convection. Les capteurs plans sont, eux, utilisés pour le chauffage (capteurs à air ou à l'eau) et/ou la production d'eau chaude (capteurs à eau). Des applications basses températures telles que le chauffage des piscines ou production d'eau chaude dans les campings sont très répandues.

Les machines à froid à absorption permettent d'utiliser la chaleur fournie par le Soleil pour fabriquer du froid, qui trouve son application dans la climatisation, réfrigération de locaux, conservation d'aliments ou de médicaments. Pour cela un fluide caloporteur chauffé par le Soleil dans des capteurs sous vide constitue la source chaude d'un groupe réfrigérant à absorption, voir également [17].

Électricité solaire photovoltaïque

Le fonctionnement des photopiles sera détaillé plus loin, on présente ici leurs applications dans divers domaines. Le principal défaut de la production d'électricité à partir de l'énergie solaire est le fait qu'on a besoin de batteries pour stocker l'énergie si la demande en électricité n'est pas simultanée à la disponibilité de l'énergie lumineuse.

Dans certaines applications les deux concordent. Dans la microélectronique pour les calculatrices et les montres, nous avons de toute manière besoin de lumière pour lire l'affichage, cette lumière (naturelle ou artificielle) peut alors servir en même temps à générer le courant pour leur fonctionnement.

Pour les sites isolés (refuges, certaines zones rurales) où le réseau d'électrification n'est pas assez rentable, la production d'électricité peut être faite en utilisant les photopiles. Des batteries de stockage sont alors indispensables pour assurer un service ininterrompu.

Dans un souci de diversification des ressources d'énergie et d'intégration des énergies renouvelables de nombreux programmes encouragent l'installation de systèmes photovoltaïques même en zone urbaine. Ces systèmes sont alors raccordés au réseau : l'énergie nécessaire est puisée sur le réseau alors que l'énergie produite y est injectée. Le réseau permet alors d'absorber les variations de production journalière et saisonnière.

Des systèmes à concentration permettent d'augmenter l'efficacité du processus de production d'électricité : en concentrant le rayonnement sur des capteurs photovoltaïques à haut rendement, l'énergie récupérée est d'autant plus importante.

Centrales solaires

Pour des productions d'électricité à grande échelle plusieurs approches exploitant l'énergie solaire sont possibles. La première consiste à utiliser l'effet de serre à grande échelle : une (très) grande surface horizontale transparente placée au-dessus du sol entoure une tour centrale à l'entrée de laquelle est placée une hélice. L'air se réchauffe par effet de serre sous la surface transparente. Par tirage naturel, cet air est entraîné dans la tour et met en rotation à son tour l'hélice, placée en bas de celle-ci. Pour palier aux variations journalières de l'ensoleillement, des réservoirs d'eau salée (ce qui permet d'augmenter l'inertie thermique du fluide) sont placés sous la serre, ils absorbent la chaleur pendant le jour pour la restituer pendant la nuit et permettre de lisser la production d'électricité.

La deuxième approche consiste à concentrer le rayonnement solaire sur un récepteur afin d'atteindre des températures très élevées. Il existe différentes géométries pour des

concentrateurs à miroirs dans des centrales solaires. La chaleur ainsi récupérée peut servir de source chaude dans un cycle thermodynamique permettant de produire de l'énergie mécanique elle-même convertie en électricité dans une machine tournante électromagnétique. Mais cette chaleur peut également servir dans un procédé industriel.

1.3.2 La réglementation thermique et l'intégration des EnR dans le bâti

Dès la réglementation thermique 2012, les maisons individuelles neuves devront faire appel aux énergies renouvelables pour répondre au moins en partie à leurs besoins. Dès 2018, les bâtiments publics neufs devront être à "zéro énergie" et utiliser les énergies renouvelables. A la rentrée en vigueur de la RT 2020, tous les bâtiments neufs seront à "zéro énergie". Ces données ont été tirées de [11] et [10].

1.3.3 Du Soleil au capteur, le parcours du rayonnement

L'objectif du travail présenté ici est d'optimiser la géométrie de l'enveloppe d'un bâtiment et la distribution des capteurs solaires sur celle-ci afin de maximiser la quantité d'énergie produite par l'enveloppe au cours d'une période de temps donnée. La principale étape de cette optimisation consiste à calculer l'énergie produite par une enveloppe avec une géométrie et une distribution donnée de capteurs. Pour cela l'énergie reçue par chaque capteur doit être calculée. On s'intéressera donc dans cette section au phénomène de captage de rayonnement solaire en suivant le parcours de celui-ci depuis son émission par le Soleil jusqu'au captage et transformation par les capteurs photovoltaïques. Ceci permettra de synthétiser les différentes hypothèses prises dans les calculs effectués durant l'optimisation.

L'énergie émise

Le Soleil est une étoile incandescente dont la température de surface avoisine les 5500°C. Son énergie est produite par fusion. Le rayonnement émis traverse l'espace pour atteindre la Terre. La figure 1.3.1 représente le spectre de rayonnement solaire avant et après passage à travers l'atmosphère terrestre. Le rayonnement extraterrestre se distribue de manière inégale suivant les fréquences d'ondes. Son spectre est proche de celui du corps noir à 5900K. L'énergie se distribue à 6.4% dans l'ultraviolet, 48.0% dans le visible et 45.6% dans l'infrarouge. Les différents creux représentés en noir correspondent aux franges d'absorption par les éléments constitutifs de l'atmosphère.

L'énergie produite par le Soleil varie selon l'activité de la réaction de fusion mais ces variations restent faibles. L'orbite de la Terre autour du Soleil est une ellipse à faible excentricité. Ainsi la distance Terre-Soleil varie au cours de l'année d'environ 1.7%. Par conséquent l'énergie qui atteint la Terre varie également au cours de l'année. On définit la constante solaire G_{sc} (sc - Solar Constant) comme la densité de flux énergétique solaire qui atteint une surface extérieure à l'atmosphère perpendiculaire à la propagation des rayons pour une distance moyenne Terre-Soleil. Cette constante est égale à $G_{sc} = 1367 \text{ W/m}^2$. A cause de la variation de la distance Terre-Soleil, la densité de flux énergétique effectivement reçue, notée G_{on} (o - outside atmosphere et n - on plane normal to radiation), varie au cours du temps. Elle peut s'exprimer en fonction du temps et de la constante G_{sc} , de la manière qui suit :

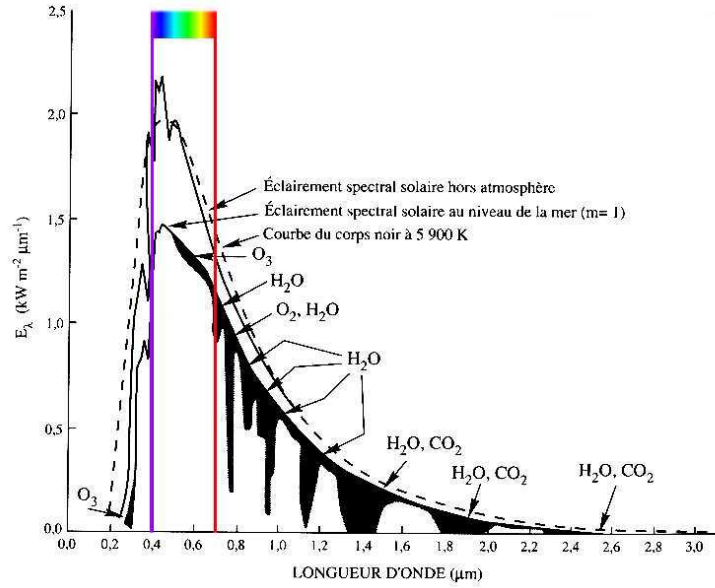


FIG. 1.3.1 – *Spectre solaire à l'extérieur de l'atmosphère et ayant traversé celle-ci, tirée de [17]. Franges d'absorption par les différents composants de l'atmosphère.*

$$G_{on} = G_{sc}(1.000110 + 0.034221 \cos B + 0.001280 \sin B + 0.000719 \cos 2B + 0.000077 \sin 2B)$$

Où $B = (n - 1) \frac{360}{365}$ avec n - le numéro du jour considéré dans l'année.

L'absorption par l'atmosphère - Nuages

En traversant l'atmosphère terrestre le rayonnement, comme on vient de le voir, subit des pertes. Plus l'angle d'incidence est bas sur l'horizon, plus la couche d'atmosphère est épaisse et plus ces pertes sont importantes. La masse d'air permet de caractériser cette épaisseur, elle est égale, en première approximation, au ratio $1/\sin(\theta_z)$ où θ_z est l'angle d'altitude solaire. La figure 1.3.2, tirée de [19], montre comment le spectre est déformé et creusé lorsque la masse d'air traversé augmente. En comparant le spectre pour la masse d'air de 1 et celui pour une masse d'air de 5, on voit clairement que les courtes longueurs d'onde sont les plus absorbées. Ces pertes sont dues d'une part à l'absorption par les molécules de l'air et d'autre part à la diffusion. Cette diffusion dépend du rapport entre la taille des particules (molécules d'eau et de gaz présents dans l'atmosphère, gouttelettes, poussières) et les longueurs d'onde. L'absorption se fait par différents constituants (O_3 absorbe dans l'UV; H_2O et CO_2 dans l'IR). Ces deux phénomènes "creusent" le spectre du rayonnement solaire comme on peut le voir sur la figure 1.3.1.

La constitution de l'atmosphère, elle, dépend des conditions météorologiques, de la pollution atmosphérique, de l'altitude (dans la montagne on est souvent au-dessus de la couverture nuageuse). Plus les nuages sont bas, plus ils absorbent de rayonnement ($1100W/m^2$ par ciel dégagé contre $250W/m^2$ avec des stratus par exemple). Mais lorsque le Soleil est bas sur l'horizon, l'influence des nuages diminue considérablement.

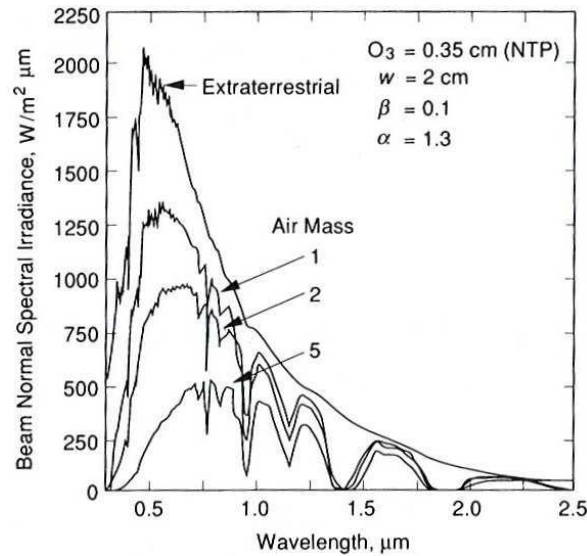


FIG. 1.3.2 – Influence de la masse d'air traversée sur le spectre reçu, image tirée de [19]

C'est surtout le rayonnement direct qui subit l'impact des nuages : ceux-ci diffusent le rayonnement et la part du rayonnement direct diminue.

Les trois "types" de rayonnement reçu : direct, diffus et réfléchi

Sur Terre le rayonnement est disponible sous deux formes : les courtes longueurs d'onde ($0.3 - 3\mu m$) provenant directement du Soleil et les grandes longueurs d'onde ($> 3\mu m$) émis par des objets à températures ordinaires (atmosphère, capteur, terre, etc.).

L'ensemble du rayonnement reçu se décompose en trois composantes : le direct, le diffus et le réfléchi. Le diffus notamment représente plus de 50% du rayonnement annuel disponible dans les régions tempérées contre 30-45% dans les pays ensoleillés et en montagne et 15-20% lors des belles journées. Il n'est donc absolument pas à négliger.

Les répartitions spectrales du diffus et du direct sont proches mais le diffus est légèrement décalé vers les longueurs d'onde courtes (à cause de la diffusion). La figure 1.3.3, tirée de [19], en donne une illustration sur un ciel dégagé. Les mesures sont difficiles à obtenir et l'exemple ci-dessous montre les spectres théoriques.

Les mesures et données disponibles

Deux principaux appareils de mesure de rayonnement sont utilisés : le pyréliomètre et le pyranomètre. Le pyréliomètre, avec un tube collimateur, mesure directement le rayonnement du Soleil et d'une petite portion de ciel autour dans la direction de propagation du rayonnement. Le pyranomètre mesure le rayonnement total (direct et diffus) hémisphérique souvent sur une surface horizontale. Si le soleil direct est masqué, on mesure le rayonnement diffus. Des cellules photovoltaïques sont également utilisées mais leur réponse est dépendante de la longueur d'onde. Ces appareils sont installés sur des stations météorologiques. Ceci permet de constituer des bases de données et de faire des études statistiques. A partir des données disponibles, on peut alors définir

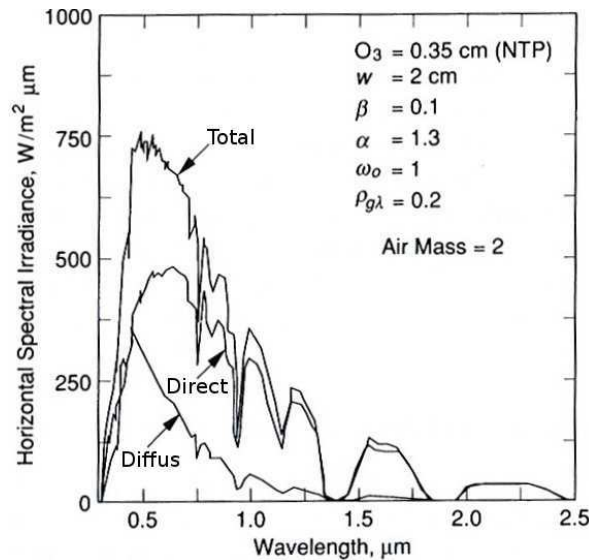


FIG. 1.3.3 – Le spectre total, diffus et direct calculés pour une surface horizontale par ciel clair, image tirée de [19]

une journée type dans chaque mois pour laquelle on connaîtra la variation horaire des rayonnements.

Parmi les bases de données accessibles on peut citer les données du World Meteorological Organisation, notamment le World Radiation Data Centre, les bases de données de la NASA. En Europe on dispose du European Solar Radiation Atlas. Et en France, Météo France peut fournir également des données. L'incertitude de ces mesures est de l'ordre de 5% sur les moyennes mensuelles [27].

Le European Solar Radiation Atlas fournit des logiciels et des cartes de données. La zone géographique couverte se situe entre 30°W et 70°E et entre 29°N et 75°N. Les données ont été récoltées entre 1981 et 1990 à partir de 586 stations au sol et de données satellite. Les données fournies par les stations sont principalement des moyennes sur un mois de l'énergie reçue durant une journée. Certaines stations fournissent des données horaires. Dans notre étude, nous avons utilisé les données issues de cet atlas.

La modélisation et l'estimation des données

Toutes les stations météorologiques ne fournissent pas de données horaires. D'autre part la répartition géographique des stations dans la zone considérée est très inégale. Des algorithmes sont alors utilisés pour estimer les grandeurs recherchées : rayonnements horaires sur des journées types de chaque mois afin de définir une année type de dimensionnement des installations. Pour l'Europe centrale, les données sont calculées pour des pixels d'environ 10km*10km (<http://re.jrc.ec.europa.eu/pvgis/apps4/pvest.php>). Il est possible d'exporter ces données sous forme de fichier texte. Ces données sont obtenues par interpolation à partir des données disponibles des stations météorologiques. Il est également possible d'estimer certaines grandeurs en combinant les données venant des satellites (qui donnent le rayonnement en dehors de l'atmosphère) et celles des stations météorologiques car le ratio entre le rayonnement extraterrestre et terrestre donne une indication sur les conditions atmosphériques. L'atlas européen de rayonnement solaire est reconnu pour sa qualité (les approximations et interpolations utilisées dans cet atlas

sont expliquées dans [27]).

1.4 L'installation photovoltaïque

Nous venons de voir comment le rayonnement solaire est émis, sa constitution et les transformations qu'il subit avant d'arriver au niveau du sol. On s'intéresse dans cette section au phénomène de production d'énergie par les panneaux capteurs photovoltaïques. Cela nous permettra de comprendre la manière dont ceux-ci doivent être orientés et positionnés sur une enveloppe de bâtiment afin de maximiser la production d'énergie, but de ce travail. La première étape dans la conception d'une installation photovoltaïque est l'estimation du gisement solaire, c'est-à-dire de la quantité d'énergie disponible à la transformation. Ensuite on s'intéressera aux diverses caractéristiques des panneaux, technologies disponibles et on conclura sur l'adéquation besoins énergétiques - choix et positionnement des panneaux.

1.4.1 Gisement solaire - l'énergie reçue

Calcul de la position du Soleil dans le ciel

Nous allons d'abord introduire quelques notations et définitions dans la figure 1.4.1, et le tableau 1.4.1 :

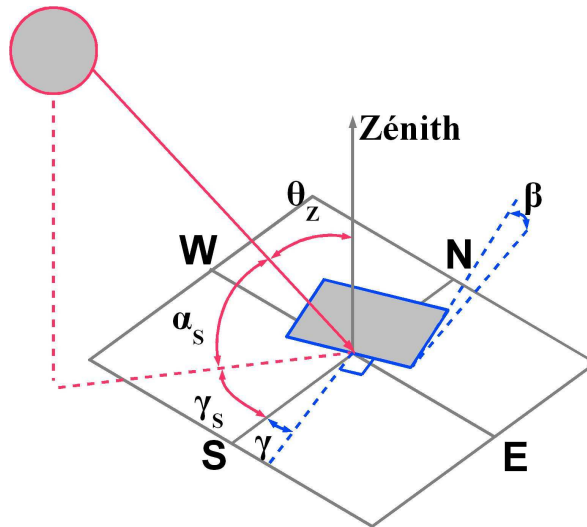


FIG. 1.4.1 – *Soleil et capteur : notations et définitions*

La position du soleil dans le ciel dépend donc de la date et de l'heure dans la journée. La figure 1.4.2 montre la course apparente du Soleil dans le ciel au cours de l'année pour une latitude de 48° Nord. On observe bien qu'entre décembre et juin le Soleil parcourt le ciel sur une trajectoire de plus en plus haute puis, entre juin et décembre sa trajectoire se rapproche de l'horizon.

Si on devait choisir la journée la plus représentative de chaque mois, il ne suffirait donc pas de prendre la journée médiane, on doit tenir compte de la trajectoire du Soleil dans le ciel. Pour le mois de juin, par exemple, ce ne sera pas le 15 juin qui sera la date la plus représentative car trop proche du solstice d'été mais le 11 juin où la trajectoire du

φ	Latitude ($-90^\circ < \varphi < 90^\circ$), le Nord est compté positivement
δ	Déclinaison ($-23.45^\circ < \delta < 23.45^\circ$)
β	Inclinaison de la surface du capteur ($0^\circ < \beta < 180^\circ$)
γ	Azimet du capteur ($-180^\circ < \gamma < 180^\circ$). Est est compté négativement
ω	Angle horaire, déplacement angulaire du soleil vers l'est ou l'ouest à cause de la rotation de la Terre, négatif le matin, positif le soir (15° par heure)
θ	Angle d'incidence entre le rayon du soleil et la normale au capteur. Si θ est supérieur en valeur absolue à 90° , le rayon éclaire la face arrière du capteur
θ_z	Angle zenithal, angle entre la verticale et le rayon de soleil
α_s	Angle d'altitude solaire, complémentaire du précédent
γ_s	Azimet solaire indiquant la position à l'est ou à l'ouest du sud de la projection horizontale du rayon (est négatif)

TAB. 1.4.1 – Notations et conventions utilisées dans les calculs du rayonnement solaire

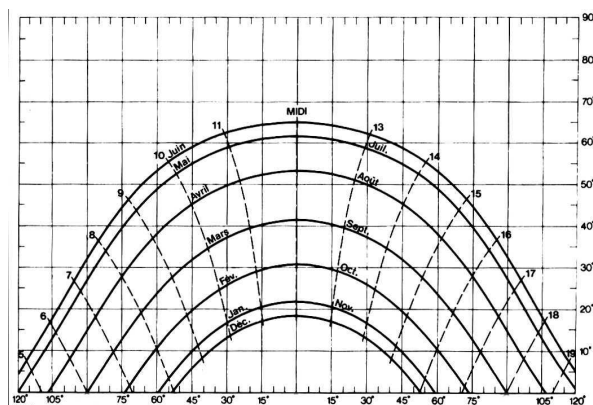


FIG. 1.4.2 – Course du Soleil dans le ciel pour une latitude de 48°N . Abscisse : azimet, ordonnée : hauteur.

Soleil est une trajectoire "moyenne" sur le mois. Ainsi pour calculer les apports solaires sur une surface en moyennant sur chaque mois en devra prendre des dates particulières, présentées dans le tableau 1.4.2.

Mois	Date	n	δ	Mois	Date	n	δ
Janvier	17	17	-20.9	Juillet	17	198	21.2
Février	16	47	-13.0	Août	16	228	13.5
Mars	16	75	-2.4	Septembre	15	258	2.2
Avril	15	105	9.4	Octobre	15	288	-9.6
Mai	15	135	18.8	Novembre	14	318	-18.9
Juin	11	162	23.1	Décembre	10	344	-23.0

TAB. 1.4.2 – Journées moyennes types pour chaque mois de l'année

Afin de déterminer la position du Soleil dans le ciel pour une date et une heure donnée, on commence par calculer l'heure Solaire. On peut la calculer à partir de l'équation suivante :

$$\text{Heure Solaire} = \text{Heure standard} + 4(L_{st} - L_{loc}) + E$$

Dans cette expression, L_{st} est le méridien standard et L_{loc} est le méridien local avec l'Est compté négativement. On peut déterminer L_{st} à partir du décalage horaire du fuseau considéré. Par exemple pour GMT+1, L_{st} est de 15°Est, le décalage étant de 1°/4min donc 15°/heure. Et E est donnée par l'équation du temps en minutes :

$$E = 229.2(0.000075 + 0.001868 \cos B - 0.032077 \sin B - 0.014615 \cos 2B - 0.04089 \sin 2B)$$

On rappelle l'expression de B , donnée précédemment qui dépend de la date dans l'année, n :

$$B = (n - 1) \frac{360}{365}$$

A partir de l'heure solaire on peut déterminer ω . A midi solaire, le Soleil est au sud, avant ou après midi il est décalé respectivement vers l'est ou l'ouest. Comme mentionné précédemment, le décalage est de 15° par heure. La déclinaison δ pour un jour dans l'année est donnée par :

$$\begin{aligned} \delta = & 0.006918 - 0.399912 \cos B + 0.070257 \sin B \\ & - 0.006758 \cos 2B + 0.000907 \sin 2B \\ & - 0.002679 \cos 3B + 0.00148 \sin 3B \end{aligned}$$

Connaissant la déclinaison δ , le décalage ω , la latitude φ , l'inclinaison du capteur β et son azimut γ , on peut déterminer l'angle d'incidence du soleil (rayonnement direct) sur le capteur à travers son cosinus :

$$\begin{aligned} \cos \theta = & \sin \delta \sin \varphi \cos \beta - \sin \delta \cos \varphi \sin \beta \cos \gamma \\ & + \cos \delta \cos \varphi \cos \beta \cos \omega + \cos \delta \sin \varphi \sin \beta \cos \omega \cos \gamma \\ & + \cos \delta \sin \beta \sin \gamma \sin \omega \end{aligned}$$

Une autre formule lie cet angle directement à la position angulaire du Soleil dans le ciel :

$$\cos \theta = \cos \theta_z \cos \beta + \sin \theta_z \sin \beta \cos(\gamma_s - \gamma)$$

Calcul de l'énergie reçue par un panneau capteur

L'énergie reçue par un panneau incliné est faite de trois composantes : le rayonnement direct, diffus et réfléchi.

Le rayonnement direct correspond aux rayons issus directement du Soleil. Ils sont parallèles et leur direction dépend (comme on vient de le voir) du moment de l'année et de la position géographique du récepteur.

Le rayonnement diffus résulte de la diffusion du rayonnement par l'atmosphère. Ce rayonnement vient donc de toute la voûte celeste. L'intensité du rayonnement, même diffus n'est jamais uniforme sur tout le ciel. Trois zones peuvent être distinguées suivant les conditions météorologiques :

1. Une part isotrope venant de tout le ciel (par ciel couvert, il n'y a que cette part dans le rayonnement diffus).
2. Une zone circumsolaire qui est une zone plus claire autour du soleil, cette partie diffuse se propage dans la même direction que le rayonnement direct. Cette zone est visible par temps dégagé ou voilé.
3. Une bande horizon : un éclaircissement au niveau de la ligne d'horizon, également visible par temps dégagé ou voilé.

Les images de la figure 1.4.3 (source : <http://wiki.naturalfrequency.com>) donnent quelques exemples de différents types de ciel. Ces photographies sont prises avec une lentille fish-eye ce qui permet de visualiser la totalité du ciel, y compris l'horizon, sur une même image. La première image (a) montre un ciel clair, où le Soleil et la zone qui l'entoure (circumsolaire) sont très lumineux comparé au reste du ciel. La deuxième image (b) montre un ciel où l'horizon est particulièrement clair. La troisième (c) image montre un ciel couvert où la distribution de la luminosité est quasiment uniforme.

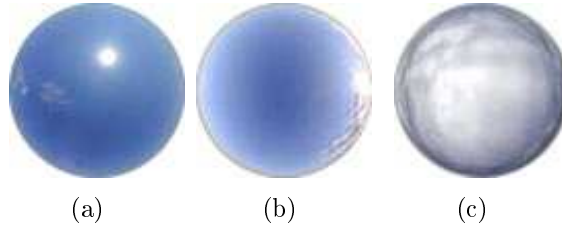


FIG. 1.4.3 – *Quelques types de ciel*

Le rayonnement réfléchi provient de la réflexion du rayonnement direct et diffus sur les obstacles proches du capteur étudié. Suivant la nature de surface des obstacles cette réflexion peut être très directionnelle (ex : miroir) ou diffuse (surfaces rugueuses). Elle peut également être plus ou moins intense suivant le degré d'absorption du rayonnement par la surface de l'obstacle. La couleur de celui-ci va notamment jouer un rôle important (le blanc réfléchi plus la lumière que le noir par exemple).

La formule qui suit décrit la décomposition de la densité de flux de rayonnement total en ces diverses composantes (I est en kW/m^2). La densité de flux d'énergie I_T qui arrive sur un capteur incliné (T - tilted) est la somme de trois composantes : le flux d'énergie dû au rayonnement direct $I_{T,b}$ (b - beam), le flux d'énergie dû au rayonnement diffus $I_{T,d}$ (d - diffuse) et le flux d'énergie dû au rayonnement réfléchi $I_{T,refl}$ ($refl$ - reflected).

$$I_T = I_{T,b} + I_{T,d} + I_{T,refl}$$

Le flux d'énergie dû au rayonnement diffus peut à son tour être décomposé en trois composantes. La composante isotrope venant de tout le ciel est notée avec un indice *iso*. La composante circumsolaire, notée *cs*, qui vient d'une zone entourant le Soleil dans le ciel, bien plus lumineuse que les autres zones. Cette composante a une direction privilégiée, celle des rayons de Soleil directs. La dernière composante vient de la ligne d'horizon, également plus lumineuse que les autres zones. Elle est notée *hz*. On peut donc réécrire la précédente formule sous la forme :

$$I_T = I_{T,b} + I_{T,d,iso} + I_{T,d,cs} + I_{T,d,hz} + I_{T,refl}$$

En général on ne connaît pas la densité de flux d'énergie arrivant sur une surface d'inclinaison arbitraire qui nous intéresse mais on dispose de données sur les densités de flux d'énergie émises dans la direction de propagation de rayonnement ou reçues sur un plan horizontal. Il faut donc transposer ces données pour calculer le flux d'énergie reçu sur une surface inclinée arbitrairement. Il existe une relation géométrique entre la quantité d'énergie émise par un émetteur et la quantité d'énergie reçue par un récepteur. On utilise soit des rapports géométriques R pour des rayonnements directionnels (se dirigeant suivant la direction des rayons du Soleil, comme le rayonnement direct b et le rayonnement circumsolaire cs), soit des facteurs de forme F pour des rayonnements provenant de plusieurs directions (pour les composantes diffuses iso et hz mais aussi pour le rayonnement réfléchi $refl$).

Le rapport géométrique R donne le rapport entre la quantité d'énergie émise dans la direction du rayonnement et l'énergie reçue sur une surface d'orientation arbitraire. Il s'agit simplement de faire une projection géométrique des rayons sur la surface réceptrice.

Le facteur de forme $F_{A \rightarrow B}$ donne le rapport entre la quantité d'énergie émise par une surface A (d'une certaine géométrie, pas nécessairement plane) et la quantité d'énergie reçue par la surface B (le capteur auquel on s'intéresse).

Ainsi, en connaissant les densités de flux d'énergie émise on peut exprimer le flux d'énergie reçu par un capteur de surface A_C , incliné de la manière qui suit :

$$A_C I_T = A_C R_b I_b + I_{d,iso} A_S F_{S \rightarrow C} + I_{d,cs} R_b A_C + I_{d,hz} A_{hz} F_{hz \rightarrow C} + \sum_i I_i \rho_i A_i F_{i \rightarrow C}$$

Dans cette expression plusieurs grandeurs sont mal définies : A_S - l'aire du ciel, A_{hz} - aire de l'horizon ou A_i - aires des surfaces réfléchissantes vues par le capteur. On peut alors utiliser la relation de réciprocité liant aire de la surface émettrice, aire de la surface de captage et facteurs de forme direct et inverse entre ces deux surfaces : $A_A F_{A \rightarrow B} = A_B F_{B \rightarrow A}$ qui permet de s'affranchir de ces grandeurs mal définies. On doit alors, en pratique, déterminer $F_{C \rightarrow S}$ et $F_{C \rightarrow hz}$ - facteurs de forme entre le capteur et le ciel ou la zone d'horizon. Ces facteurs de forme sont les rapports entre le rayonnement qui serait émis par le capteur et celui qui serait reçu par le ciel ou la zone d'horizon. Ce sont des facteurs géométriques permettant de quantifier la quantité de ciel "vue" par le capteur. La démarche est identique pour les surfaces réfléchissantes qui renvoient du rayonnement vers le capteur : on remplace $\sum_i I_i \rho_i A_i F_{i \rightarrow C}$ par $\sum_i I_i \rho_i A_C F_{C \rightarrow i}$.

Cependant, afin de simplifier d'avantage les calculs de rayonnement réfléchi, on assimile toutes les surfaces réfléchissantes caractérisées par leurs facteurs de réflexion ρ_i à une surface "équivalente" composite, avec un seul facteur de réflexion, appelé albédo qui serait équivalent au mélange des facteurs de réflexion de toutes les surfaces. L'approximation suivante consiste à assimiler cette surface équivalente à celle du sol, horizontale. L'albédo du sol est alors noté ρ_G .

Alors l'expression précédente se simplifie (on a également simplifié par la surface du capteur), avec I , la densité de flux d'énergie globale :

$$I_T = R_b I_b + I_{d,iso} F_{C \rightarrow S} + I_{d,cs} R_b + I_{d,hz} F_{C \rightarrow hz} + I \rho_G F_{C \rightarrow G} \quad (1.4.1)$$

Plusieurs manières de simplifier l'équation 1.4.1 sont possibles et appliquées dans la littérature (voir [19] qui résume les différents modèles disponibles). La première consiste à supposer que tout le rayonnement vient dans la direction du direct, ceci revient à

négliger la diffusion par l'atmosphère. Cette approche est fortement déconseillée. La deuxième consiste à calculer d'une part les apports dus au direct et d'autre part ceux qui sont dus au diffus en supposant dans une première approximation que tout l'environnement est isotrope (l'albédo du sol est égal à 1). Une moindre approximation consiste à séparer le diffus du rayonnement réfléchi et de prendre un albédo du sol différent de 1. Puis pour rendre les calculs plus précis, on peut rajouter la composante circumsolaire, l'éclaircissement de l'horizon etc. Nous prendrons en compte dans la suite de ce travail, le rayonnement direct, diffus et réfléchis, et présentons ci-dessous les briques élémentaires nécessaires au calcul de ces composantes.

Hypothèse de calcul 1 : Direct

Pour calculer l'énergie reçue par un capteur nous avons besoin de connaître la direction de propagation et disposer de données climatiques. Ces données statistiques viennent des stations météorologiques et sont traitées comme décrit précédemment. Nous avons donc pour une journée moyenne de chaque mois la variation horaire du rayonnement global et diffus reçus sur un plan horizontal. L'énergie reçue sur un plan incliné peut être déduite de ces données et de l'angle d'incidence (θ) sur le plan incliné considéré en utilisant le rapport géométrique R_b ci-dessous (avec les notations du tableau 1.4.1) :

$$R_b = \frac{\cos \theta}{\cos \theta_z}$$

et la densité de flux d'énergie directe reçue sur un plan incliné est alors $I_{T,b} = R_b I_b$

Et I_b est l'intensité du rayonnement émis dans la direction de propagation du rayonnement.

Hypothèse de calcul 2 : Diffus

Différents modèles de ciel existent correspondant à des manières différentes de traiter les trois composantes du rayonnement diffus : circumsolaire, isotrope et venant de l'horizon. Un premier modèle qu'on pourrait qualifier d'environnement isotrope consiste à supposer que le rayonnement réfléchi et diffus sont les mêmes (ce qui reviendrait à considérer que toutes les surfaces réfléchissantes ont un albédo de 1). C'est-à-dire que si le capteur "voit" le sol, le rayonnement qu'il en reçoit est le même que s'il "voyait" le ciel. Ceci revient à faire la simplification suivante de l'équation 1.4.1 :

$$I_T = R_b I_b + I_{d,iso} F_{C-S} + I_{d,cs} R_b + I_{d,hz} F_{C-hz} + I_{\rho_G} F_{C-G} \approx I_T = I_b R_b + I_d$$

Une amélioration de ce modèle consiste à prendre en compte un coefficient de réflexion composite du sol, c'est le modèle qui sera choisi dans notre étude :

$$I_T \approx R_b I_b + I_d F_{C-S} + I_{\rho_G} F_{C-G} \quad (1.4.2)$$

En l'absence d'obstacles proches, l'expression des facteurs de forme est simple et l'équation 1.4.2 peut s'écrire :

$$I_T \approx R_b I_b + I_d \frac{1 + \cos \beta}{2} + I_{\rho_G} \frac{1 - \cos \beta}{2} \quad (1.4.3)$$

Un troisième modèle est une amélioration du précédent qui amène à prendre en compte en plus la part circumsolaire du rayonnement. De nombreuses études ont permis d'améliorer ce dernier modèle pour donner le modèle complet HDKR (Hay, Davies, Klucher et Reindl) qui prend en compte l'éclaircissement à l'horizon, un facteur correcteur pour les nuages, l'auréole solaire, le direct et la part réfléchi.

$$I_T = (I_b + I_d A_i) R_b + I_d (1 - A_i) \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \left[1 + f \sin^3 \left(\frac{\beta}{2} \right) \right] + I_{\rho G} \left(\frac{1 - \cos \beta}{2} \right)$$

$$\text{Où } A_i = \frac{I_b}{I_0} \text{ et } f = \sqrt{\frac{I_b}{I}}$$

Où A_i est le rapport entre le rayonnement direct et le rayonnement extraterrestre et le facteur f est une racine carrée du rapport entre le rayonnement direct et le rayonnement total sur une surface horizontale. Ces deux facteurs caractérisent à la fois les conditions météorologiques en termes d'épaisseur nuageuse et de répartition de la couverture nuageuse dans le ciel.

D'autres modèles encore plus précis existent (notamment le modèle de Perez, 1990) permettant de calculer avec d'avantage de précision le rayonnement diffus. Le modèle de Perez est celui qui donne les résultats les plus proches des valeurs mesurées expérimentalement mais il est plus difficile à implementer.

Si on considère maintenant le récepteur de ce rayonnement diffus venant du ciel, le problème principal consiste à quantifier la part du ciel effectivement "vue" par celui-ci. Dans le cas simple d'un capteur plan non masqué, le facteur de forme $F_{C-G/S}$ qui caractérise cette part "vue" se réduit à l'expression que l'on trouve dans l'équation 1.4.3 : $\frac{1+\cos \beta}{2}$ pour la partie du ciel "vue" par le capteur inclinée à β° par rapport à l'horizontale pour le calcul du diffus, et son complémentaire $\frac{1-\cos \beta}{2}$ pour la partie du sol "vue" par ce même capteur pour le calcul du réfléchi. Mais le problème devient plus complexe lorsque le capteur est masqué par des obstacles proches ou lointains surtout si leur forme est irrégulière. La technique la plus simple mais la plus coûteuse en termes de calculs consiste en un lancé de rayons depuis le capteur. On comptabilise alors la part des rayons qui atteignent le ciel et la terre ou les autres obstacles qui donnent respectivement le facteur de forme pour le calcul du diffus et du réfléchi. Pour réaliser le lancé de rayons soit on procède de manière stochastique en générant un très grand nombre de rayons partant du capteur et ayant des directions aléatoires puis on comptabilise ceux qui sont arrêtés par un obstacle et ceux qui arrivent jusqu'au ciel. Soit on subdivise les 2π stéradians de directions possibles en partant du capteur en un nombre fini d'angles solides avec une direction moyenne, chacune ayant un poids représentatif de son angle solide, et on comptabilise de la même manière que précédemment ceux qui sont bloqués et ceux qui arrivent à destination. C'est la deuxième stratégie qui est adoptée dans notre étude.

Hypothèse de calcul 3 : Réfléchi

Comme mentionné précédemment, plusieurs stratégies sont possibles pour le calcul du rayonnement réfléchi reçu par un capteur. La première et la plus complète consiste à quantifier à la manière utilisée pour le calcul du diffus la part des rayons qui arrivent sur les différents obstacles (dont le sol). Ensuite il faut calculer l'énergie reçue par ces

différents obstacles ce qui devient difficile dans les cas géométriquement complexes où de multiples reverberations sont possibles. Puis il faut connaître leurs albédos respectifs. Cette approche bien que très précise est bien trop coûteuse en termes de calculs. Une manière de simplifier considérablement les calculs des différents facteurs géométriques consiste à prendre le facteur géométrique complémentaire de celui obtenu pour le diffus précédemment, d'associer un albédo commun à tous les obstacles et à considérer que l'énergie qu'ils reçoivent est égale au rayonnement diffus reçu sur un plan horizontal. Ainsi on assimile à tous les obstacles un plan horizontal d'albédo "moyenné". Nous avons adopté cette dernière approche dans notre étude.

Masques lointains et proches

Les masques capables de bloquer le rayonnement incident sur un capteur peuvent être classés en deux catégories : masques lointains et masques proches. Les masques lointains bloquent une direction du Soleil, c'est-à-dire que quelque soit le point sur le capteur considéré, l'effet de masque sera le même. Pour traiter ce type d'obstacles, on définit un profil à l'horizon sous forme de hauteur angulaire de soleil masqué pour un azimut donné. Les masques proches projettent des ombres sur le capteur sous forme de taches localisées. Pour des géométries régulières (telles des parallélépipèdes) il est possible de calculer leur projection pour différents instants de la journée et en déduire à quels moments un point du capteur ne reçoit pas de rayonnement direct. Pour le rayonnement diffus, le lancé de rayons décrit précédemment, permet de prendre en compte la présence d'obstacles proches.

1.4.2 Caractérisation des panneaux - conditions standard de test

Les panneaux photovoltaïques commercialisés sont caractérisés par leur courbe caractéristique de fonctionnement et leur puissance crête. La courbe caractéristique du fonctionnement sera vue dans le paragraphe 1.4.4, dans cette partie on traite des conditions de test des panneaux. Les conditions standard de test (STC pour Standard Test Conditions) comprennent :

1. Le spectre de test des panneaux. Ce spectre est un spectre idéalisé (pour la France il s'agit de l'AM 1,5 ce qui correspond à une masse d'air traversée de 1,5).
2. L'ensoleillement instantané est de 1000W/m²
3. La température est de 25°C

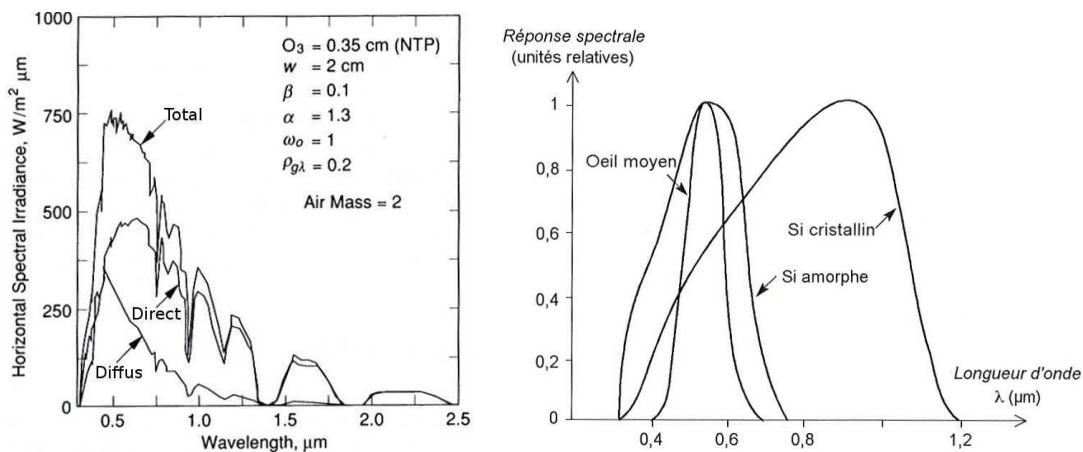
Ces conditions correspondent à un ciel dégagé, fort ensoleillement, Soleil au zénith.

1.4.3 Sensibilité spectrale - critique des conditions standard

La comparaison des panneaux est faite pour des conditions standard de test. Comme nous venons de le voir elles correspondent à une température de 25°C et un fort ensoleillement. Ceci dévalorise les technologies résistances aux températures élevées et celles qui sont plus efficaces aux bas éclairagements.

D'autre part il faut également prendre en compte la sensibilité spectrale. Le Soleil émet dans tout le spectre de fréquences comme nous l'avons vu précédemment. Ce spectre peut être divisé en trois parties : infrarouge, visible et ultraviolet. La répartition

de l'énergie du rayonnement sur le spectre n'est pas uniforme. D'autre part, comme le montre la figure 1.4.4(a), identique à 1.3.3, la répartition spectrale du direct et du diffus n'est pas exactement la même. L'énergie qui y est associée est également différente. En même temps les différents types de récepteurs n'ont pas tous la même sensibilité spectrale (réponse spectrale, voir figure 1.4.4(b), tirée de [25]) en fonction de la longueur d'onde. Même si globalement pour toutes les photopiles, la sensibilité se situe dans le spectre visible, certaines technologies sont plus sensibles aux petites longueurs d'ondes et d'autres - aux grandes. Ceci signifie que certaines technologies sont plus adaptées pour capter du rayonnement diffus. Cela a son importance dans des climats où le ciel est souvent couvert. Par conséquent comparer les différentes technologies sur des spectres caractéristiques d'un ciel dégagé peut être pénalisant pour certaines. Si on poursuit ce raisonnement on se rend également compte que la position optimale des panneaux n'est pas identique pour différentes technologies : si une technologie est plus adaptée au captage du diffus, on aurait plus intérêt à essayer de placer les panneaux à l'horizontale, pour "voir" le maximum de ciel possible. Inversement pour des technologies favorables au direct, des systèmes suiveurs sont plus appropriés. Pour différencier les différentes technologies dans notre étude d'optimisation, le choix a été fait d'attribuer comme caractéristique à chaque type de panneaux un rendement spécifique au rayonnement direct, diffus et réfléchi.



(a) Spectre diffus et direct du rayonnement pour une masse d'air égale à 2, voltaïques et celle de l'œil. Image tirée de [25]
image tirée de [19]

FIG. 1.4.4 – Spectre de rayonnement et sensibilité spectrale de quelques technologies

1.4.4 Panneaux - les technologies

Constitution

Les panneaux photovoltaïques sont constitués de semi-conducteurs. Les matériaux semi-conducteurs sont des matériaux particuliers car la circulation des électrons ne se fait qu'avec apport d'énergie, en l'occurrence celle de la lumière. Pour créer une différence de potentiel et imposer ainsi le sens de circulation des électrons, deux couches de semi-conducteurs sont nécessaires : une dopée p (au Bore) et l'autre dopée n (au

Phosphore). Ces deux couches sont prises en sandwich entre deux électrodes métalliques qui permettent de récupérer le courant produit (schéma figure 1.4.5 tiré de [25]).

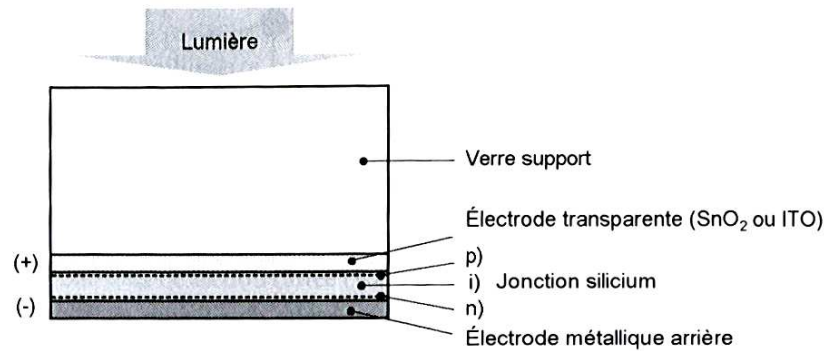


FIG. 1.4.5 – Composition d'une cellule photovoltaïque au silicium amorphe. Schéma emprunté à [25]

Propriétés optiques et électriques Lorsque le rayonnement arrive sur le capteur, trois phénomènes optiques rentrent en jeu : la réflexion, la transmission et l'absorption. Seule l'énergie absorbée par la couche active du capteur est effectivement convertie en électricité, la transmission et la réflexion constituent des pertes. La part transmise à travers le semi-conducteur dépend directement de l'épaisseur de celui-ci. Pour le silicium cristallin la transmission est faible car l'épaisseur active est supérieure à 0.2mm. En revanche pour les technologies à couches minces tel que le silicium amorphe, la transmission peut être assez importante car l'épaisseur de la couche de semi-conducteur est inférieure à $1\mu m$. Afin de diminuer les pertes dues à la transmission, une couche arrière réfléchissante peut être ajoutée. Cela permet de réfléchir le rayonnement transmis par le semi-conducteur, ce rayonnement traverse alors de nouveau la couche active. La diffusion peut également permettre d'obtenir des passages multiples du rayonnement à travers le semi-conducteur. Pour diffuser le rayonnement à l'intérieur du capteur, des couches rugueuses de matériau sont utilisées.

Pour diminuer la réflexion du capteur des couches anti-reflets sont ajoutées. En effet l'indice de réfraction d'un semi-conducteur est assez élevé (3-4 pour le silicium) par conséquent le contraste avec l'indice de l'air ou même du verre est important. En rajoutant des couches d'indice intermédiaire, la réflexion est diminuée (un exemple d'un tel empilement est schématisé figure 1.4.6, tirée de [25]). Il faut noter que l'indice de réfraction dépend de la longueur d'onde. Par conséquent chaque semi-conducteur aura une couche anti-reflet spécifique, adaptée à sa réponse spectrale (on tentera de diminuer le plus possible la réflexion dans la zone sensible du capteur).

Les phénomènes de réflexion et transmission et les pertes de rendement associés sont directement liés à l'angle d'incidence du rayonnement sur le capteur. Pour modéliser précisément ces phénomènes, un rendement des capteurs dépendant de l'angle d'incidence devrait être implémenté. Cependant, dans une première approximation faite dans la présente approche, la variation du rendement par rapport à l'angle d'incidence a été négligée.

En ce qui concerne les propriétés électriques, deux sources de pertes à l'intérieur même du matériau interviennent. D'une part il existe un gap optique, caractéristique

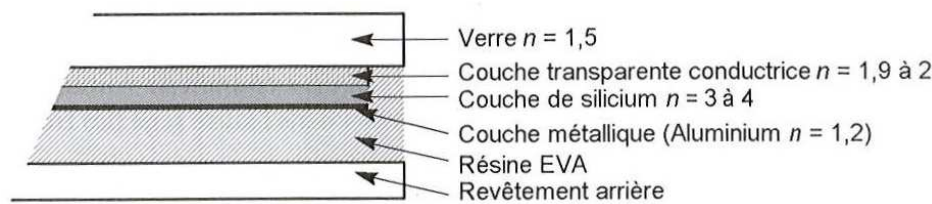


FIG. 1.4.6 – Exemple d'empilement de couches d'indices variables pour les cellules au silicium amorphe, image tirée de [25]

de chaque matériau. Ce gap optique représente une énergie seuil que les photons devront avoir au minimum pour libérer les électrons du matériau. L'énergie des photons, elle, dépend de la longueur d'onde. D'autre part, les photons ayant une énergie supérieure à ce seuil ne peuvent libérer qu'un seul électron à la fois, l'énergie excédentaire est alors perdue : il y a désexcitation spontanée de l'électron et cette énergie est convertie en chaleur. Par conséquent l'idéal serait d'avoir une source de lumière émettrice d'une seule longueur d'onde correspondant au gap optique du matériau. Avec le Soleil comme source de lumière ce n'est pas le cas.

Ces propriétés électriques donnent un rendement électrique théorique du matériau, un rendement qu'on ne pourra jamais dépasser avec ce couple matériau - source de lumière donné (ici le Soleil). Par exemple pour le silicium cristallin et le spectre AM0 (extraterrestre), ce rendement théorique est de 44% (alors que les rendements réels réalisés actuellement avoisinent les 13%, bien inférieurs). Ces propriétés électriques étant intrinsèques au couple capteur-source, elle peuvent être intégrées directement dans la définition des panneaux et leur caractérisation au travers des rendements au rayonnement direct, diffus et réfléchi.

Caractéristique de fonctionnement

La courbe caractéristique courant-tension d'un photogénérateur est caractérisée par trois points : le courant de court-circuit (point de tension nulle), la tension à vide (point de courant nul) et le point de puissance maximale (qui donne le produit tension * intensité de courant maximal). Un exemple d'une telle courbe est donné dans la figure 1.4.7, tirée de [25], où deux technologies sont comparées dans les STC : photopiles au silicium amorphe et silicium cristallin. Lorsqu'il s'agit des conditions standard de test, la puissance maximale est appelée la puissance-crête, comptée en Watts-crête. Le rendement du panneau est le rapport entre la puissance générée et la puissance reçue. Dans les caractéristiques des panneaux, le rendement est souvent donné dans les conditions standards de test. Il s'agit donc de la puissance crête divisée par la puissance reçue standard, de $1000\text{W}/\text{m}^2$. Sur la figure 1.4.7 on lit clairement que, dans les conditions standards de test, les photopiles au silicium cristallin donnent un meilleur rendement, de 12.5%, que les photopiles au silicium amorphe avec un rendement de 7.5% (les points A et B repérés sur la courbe donnent la puissance maximale pour chacune des deux technologies). La puissance maximale atteignable est, dans les conditions réelles d'utilisation, fonction d'éclairement et de la température, comme on le verra plus loin. La comparaison entre les technologies devrait donc se faire dans les conditions réelles pour chaque cas d'utilisation étudié.

Mais la courbe caractéristique de fonctionnement n'a pas de signification en soi,

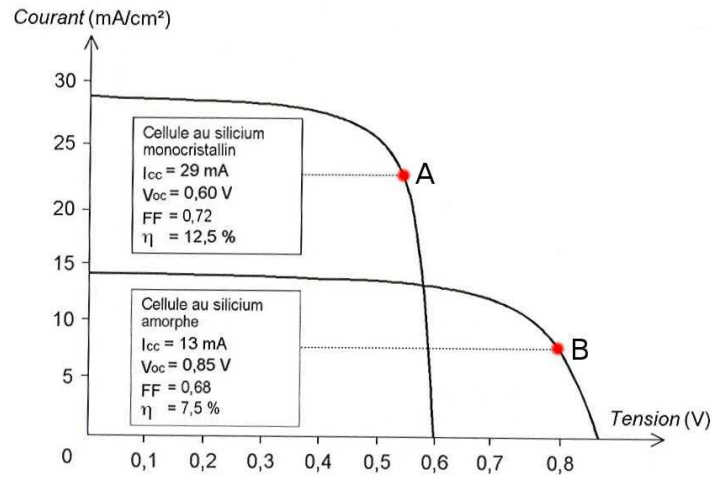


FIG. 1.4.7 – Courbes caractéristiques courant-tension de deux technologies de photopiles comparées : silicium amorphe et silicium cristallin sous 1000 W/m^2 . Image tirée de [25]

il faut considérer le photogénérateur couplé avec un récepteur. Il y a deux types de récepteurs : les récepteurs - résistance et les récepteurs - batterie. Le point de fonctionnement de l'installation est le point de croisement entre la courbe caractéristique de fonctionnement de la photopile et du récepteur.

Pour le récepteur - résistance, la courbe caractéristique courant-tension est une droite de pente - la résistance. Le point de fonctionnement est alors le point de croisement avec la courbe caractéristique de la photopile. Ce point de fonctionnement n'est pas forcément celui qui permet d'exploiter la puissance maximale.

Lorsque la photopile est couplée avec une batterie, celle-ci impose une tension (sa courbe caractéristique est une droite verticale) ce qui impose également une puissance de fonctionnement.

Le couplage des photogénérateurs avec les récepteurs et les pertes de rendement de l'installation dans son ensemble qui en résultent ne sont pas abordées dans le présent travail.

Influence de l'éclairement

Sur la figure 1.4.8, tirée de [25], on observe la modification de la courbe caractéristique de fonctionnement d'une photopile au silicium monocristallin, engendrée par la variation de l'éclairement. Plus l'éclairement est fort, plus le courant de court-circuit est important, la relation est proportionnelle. La tension à vide reste quasiment la même lorsque l'éclairement augmente : la relation est logarithmique. Mais en dessous d'une limite basse d'éclairement la tension à vide commence à baisser également. Par conséquent les performances d'une photopile sont directement liées à l'éclairement. Plus l'éclairement est important, plus la puissance maximale générée est importante. Par exemple, pour un éclairement de 1000 W/m^2 la puissance maximale est de 1.6 W pour la photopile au silicium monocristallin présentée dans la figure 1.4.8. Et elle n'est que de 0.3 W pour un éclairement de 200 W/m^2 . L'influence de l'intensité de l'éclairement n'a pas été prise en compte dans le présent travail.

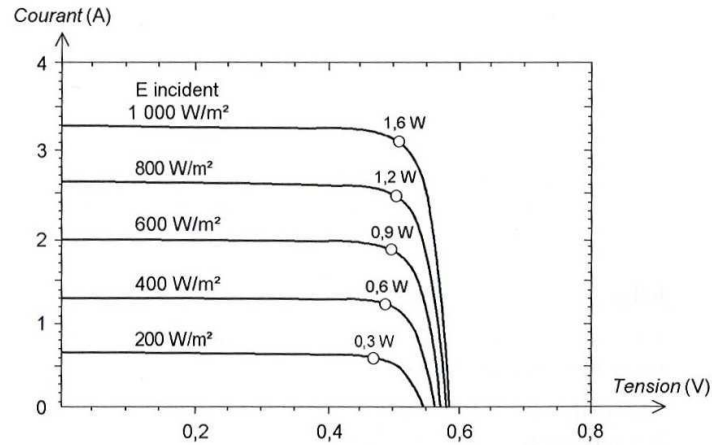


FIG. 1.4.8 – Influence de l'intensité du rayonnement sur le fonctionnement d'une photopile au silicium monocristallin. Image tirée de [25]

Influence de la température

Plus la température est élevée, plus la puissance maximale est faible : la tension à vide diminue alors que le courant de court-circuit augmente très légèrement. Ceci est illustré dans la figure 1.4.9, tirée de [25]. L'influence de la température a également été négligée.

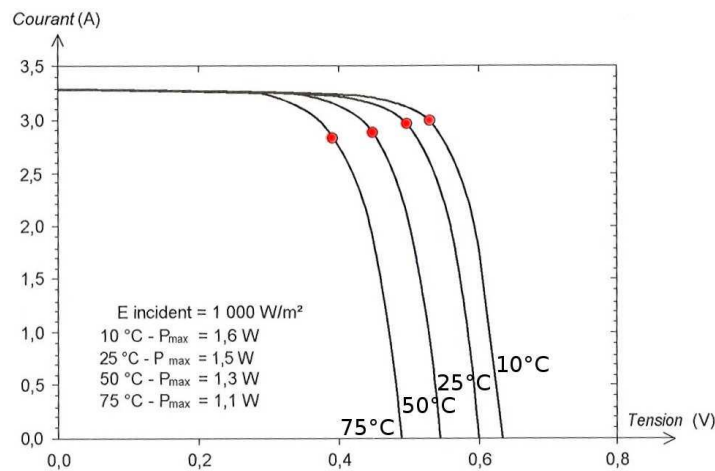


FIG. 1.4.9 – Influence de la température sur le fonctionnement d'une photopile au silicium monocristallin. Image tirée de [25]

Autres pertes

D'autres sources de diminution de l'efficacité de la production d'électricité incluent salissures, neige ou sable, pertes en lignes (régulateurs, câbles, diodes), pertes dues aux ombrages partiels et efficacité du récepteur (batterie par exemple). Ces diverses sources de pertes de rendement devront être intégrées dans le rendement au rayonnement direct, diffus et réfléchi, caractérisant les panneaux dans la présente approche.

1.4.5 Qu'est-ce qu'une position de panneau optimale ? Remarques sur l'utilisation

Nous venons de voir qu'un certain nombre de paramètres influencent les performances d'une installation photovoltaïque. Parler d'une position optimale d'un panneau n'a pas de sens à moins de préciser l'utilisation à laquelle celui-ci est destiné. Donnons quelques exemples de questions qu'on devra se poser avant de définir l'installation photovoltaïque. L'utilisation de l'électricité produite sera-t-elle faite au fil du Soleil ou il y a-t-il un système de stockage (batterie, raccord au réseau) ? Cela aura une conséquence sur la puissance-crête qu'on choisira pour l'installation mais aussi sur l'inclinaison des panneaux (à quelle heure a-t-on le plus besoin d'électricité produite ?). Le climat du lieu d'installation est bien évidemment déterminant. Dans les climats où le ciel est rarement dégagé, il est préférable de choisir des technologies sensibles au diffus, on aura alors intérêt à les installer à l'horizontale pour qu'ils "voient" un maximum de ciel. D'autres technologies sont plus sensibles au direct, il faut alors les orienter face à la direction du Soleil à privilégier (été/hiver, une période de la journée particulière). La position géographique joue un rôle important également : la latitude détermine le contraste d'ensoleillement été/hiver. En effet entre $\pm 15^\circ\text{N}$ le contraste est faible. Au-delà, il devient primordial de définir des priorités d'utilisation car l'ensoleillement n'est pas du tout le même en ces deux saisons. Pour une utilisation en hiver, on aura tendance à mettre les panneaux dans une position proche de la verticale alors qu'en été, ils seront plutôt à l'horizontale car le Soleil est plus haut dans le ciel.

On tentera de vérifier ou d'infirmer ces considérations intuitives par les essais d'optimisation réalisés dans le cadre de ce travail, et ce en prenant en compte les approximations décrites dans ce chapitre.

Bibliographie

- [1] Yas hotel. [http ://www.asymptote.net/buildings/yas-hotel/](http://www.asymptote.net/buildings/yas-hotel/).
- [2] Bjarke ingels group. [http ://www.big.dk/](http://www.big.dk/).
- [3] [http ://deadline6am.com/le-kiefer-technical-showroom/](http://deadline6am.com/le-kiefer-technical-showroom/).
- [4] [http ://fact-architectes.com/4.aspx](http://fact-architectes.com/4.aspx).
- [5] [http ://faulders-studio.com/proj_airspace.html](http://faulders-studio.com/proj_airspace.html).
- [6] [http ://www.blog-habitat-durable.com/m/article-78101858](http://www.blog-habitat-durable.com/m/article-78101858).
- [7] [http ://d3architectes.fr/cayenne.htm](http://d3architectes.fr/cayenne.htm).
- [8] [http ://facesofdesign.com/image/g-i-school](http://facesofdesign.com/image/g-i-school).
- [9] Le mur manteau ou isolation par l'extérieur. www.moboa.fr, 2009.
- [10] Prochaine RT : la réglementation thermique 2020 ou le bepos. [http ://rt2012-leguide.com](http://rt2012-leguide.com), 2010.
- [11] La RT2012 : un saut énergétique pour les bâtiments neufs. [http ://www.developpement-durable.gouv.fr](http://www.developpement-durable.gouv.fr), 2011.

- [12] Chris Arnold. *Building Envelope Design Guide - Introduction*. National Institute of Building Sciences, 2009.
- [13] Xavier Bucchianeri. Etude énergétique et spatiale d'une conception rationalisée de la façade. Rapport de stage, 2012.
- [14] Jean-Pierre Campredon, Daniel Croci, and Marie-Juliette Verga. *Enveloppes et murs, Réflexion sur l'enveloppe du bâtiment*. Editions Edisud, 2002.
- [15] I.G. Capuleto and E. Shaviv. On the use of "solar volume" for determining the urban fabric. *Solar Energy*, 70 :275–280, 2001.
- [16] M.-H. Contal. La france a-t-elle 15 ans de retard ? *Ecologik*, 8 :70, 2009.
- [17] B. Dessus and F. Pharabod. *L'énergie solaire*. Presses Universitaires de France, 2002.
- [18] Isabelle Duffaure-Gallais and Alain Maugard. *Le Bâtiment demain et après-demain*. CSTB, 1998.
- [19] John A. Duffie and William A. Beckman. *Solar engineering of thermal processes*. John Wiley & sons inc., 2006.
- [20] Y. Etzion. A general expression for solar rights determination. *Energy and Buildings*, 12 :149–154, 1988.
- [21] Jacques Ferrier. *Architecture = durable*. Editions Picard, 2008.
- [22] BIG (Bjarke Ingels Group). Reciprocity. *Low2No Competition by SITRA*, 2010.
- [23] Ulrich Knaack, Tillmann Klein, Marcel Bilow, and Thomas Auer. *Façades, Principles of Construction*. Birkhäuser Verlag AG, 2007.
- [24] R. Knowles. The solar envelope : its meaning for energy and buildings. *Energy and Buildings*, 35 :15–25, 2003.
- [25] A. Labouret and M. Viloz. *Energie solaire photovoltaïque. Le manuel du professionnel*. Dunod, 2003.
- [26] Lieb Oesterle and Heusler Lutz. *Double-skin Façades. Integrated planning*. Prestel, 2001.
- [27] K. Scharmer and J. Greif. *The European Solar Radiation Atlas. Vol. 1 : Fundamentals and maps*. Les presses de l'École des Mines, 2000.
- [28] D. Siret and S. Houpert. A geometrical framework for solving sunlighting problems with cad systems. *Energy and Buildings*, 36 :343–351, 2004.

Chapitre 2

Création de SolarOptiForm

Sommaire

2.1	Objectifs de l'optimisation	65
2.2	Description de l'enveloppe	66
2.3	Présentation des algorithmes génétiques	69
2.4	Potentiel solaire d'une enveloppe et hypothèses de calculs .	71
2.4.1	Calcul de l'énergie produite	71
2.4.2	Calcul de la puissance reçue instantanée d'un panneau capteur	73
2.5	La programmation du logiciel SolarOptiForm	74
2.5.1	SolarOptiForm : le logiciel et ses modules	75
2.5.2	Possibilités offertes par BIANCA et gestion du temps de calculs	78

Le précédent chapitre introductif a permis d'aborder le problème de l'optimisation à la fois géométrique (orientation) que constitutive (choix de la technologie) de l'installation photovoltaïque. Nous avons vu que cette position optimale dépendait du lieu géographique, du climat et du type d'utilisation qui sera faite de l'énergie ainsi produite. L'interaction entre ces différentes contraintes et surtout la mise en contexte urbain de l'installation complique d'avantage le problème et appelle à optimisation selon des méthodes qui permettent d'explorer de grands domaines de recherche de manière efficace. L'une de ces méthodes est l'optimisation par algorithmes génétiques.

Ces considérations ont motivé la création, durant ce travail de thèse, d'un logiciel d'optimisation, SolarOptiForm, qui permet d'effectuer une optimisation de l'enveloppe captatrice d'un bâtiment situé en milieu urbain. Cette optimisation porte à la fois sur la géométrie de l'enveloppe et la répartition de panneaux capteurs sur celle-ci afin d'adapter la technologie employée aux conditions d'ensoleillement et au type de rayonnement disponible sur chacune des façades du bâtiment.

Dans ce chapitre le logiciel d'optimisation SolarOptiForm sera présenté. Après une brève présentation des objectifs de l'optimisation, on présentera la description géométrique employée pour caractériser les enveloppes. Puis le principe des algorithmes génétiques sera introduit. Dans le présent travail, un algorithme génétique, appelé BIANCA (développé par l'équipe de Paolo Vannucci, voir [2], [1] et [4]) a été utilisé. Dans la section qui suivra, on détaillera le principe d'évaluation des enveloppes par rapport à l'objectif d'optimisation fixé. Dans la dernière section de ce chapitre on présentera l'implémentation informatique du logiciel SolarOptiForm.

2.1 Objectifs de l'optimisation

L'enveloppe de bâtiment captatrice envisagée est une enveloppe dont la géométrie est optimisée par rapport à l'ensoleillement disponible. L'objectif de cette optimisation est de proposer une forme d'enveloppe de bâtiment et une répartition de panneaux capteurs sur cette forme qui permettent de produire le plus d'énergie possible dans un environnement complexe. La complexité de l'environnement consiste en la présence de bâtiments voisins et d'obstacles lointains, situés sur la ligne d'horizon qui peuvent masquer le Soleil ainsi que les conditions climatiques locales (course du Soleil et quantité de rayonnement associée).

L'objectif de l'optimisation est donc de concevoir une enveloppe (géométrie + répartition de panneaux capteurs) permettant d'atteindre le score maximal. La définition de ce score dépend de l'utilisation qui sera faite de l'énergie produite. Par exemple si l'objectif est de tenter de répondre aux besoins de chauffage en hiver, le score associé sera la production d'énergie sur la période d'hiver. Si au contraire, on cherche à couvrir les besoins de climatisation, l'optimisation ne sera faite que sur la période d'été. Dans le présent travail, l'objectif est de concevoir l'enveloppe la plus efficace sur une période de temps donnée : soit toute l'année pour certaines optimisations, soit sur l'été ou l'hiver uniquement sur d'autres. C'est-à-dire qu'on cherche à maximiser la quantité d'énergie produite sur la période donnée divisée par une surface pondérée des panneaux qui constituent l'enveloppe. Cette surface pondérée représente de manière sommaire le coût économique ou environnemental des panneaux associés. Ce coût dépend de la nature des panneaux et de leur surface. On peut écrire cet objectif comme suit :

$$\max\left(\frac{E_{p,tot}}{S}\right) \quad \text{où} \quad E_{p,tot} = \sum_i E_{p,i} \quad \text{et} \quad S = \sum_i \alpha_i S_i \quad (2.1.1)$$

Dans l'équation (2.1.1), $E_{p,tot}$ est l'énergie totale produite par l'enveloppe, S est la surface pondérée des panneaux constitutifs, $E_{p,i}$ est l'énergie produite par chaque panneau i , S_i est sa surface et α_i est le coefficient pondérateur de surface du panneau i , représentatif de son coût.

2.2 Description de l'enveloppe

Comme nous venons de le voir une enveloppe est à la fois caractérisée par sa géométrie et par la distribution de panneaux capteurs sur celle-ci. Nous allons voir dans cette section la description géométrique de l'enveloppe et la manière dont on décrit la distribution des panneaux capteurs.

Rappelons d'abord que la géométrie de l'enveloppe captatrice est contrainte par deux limites : extérieure et intérieure. La limite extérieure pourrait correspondre, par exemple, aux limites du volume constructible de la parcelle. La limite intérieure est celle qui correspond au volume intérieur du bâtiment qui recevra l'enveloppe captatrice. La figure 2.2.1 présente la géométrie de ces deux limites. Dans l'actuelle version de SolarOptiForm, seule une forme de parallélépipède rectangle est possible pour les contraintes intérieure et extérieure.

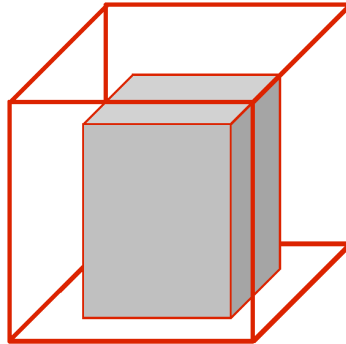


FIG. 2.2.1 – Contraintes intérieure et extérieure qui limitent la géométrie de l'enveloppe captatrice

Pour décrire la géométrie de l'enveloppe, celle-ci est discrétisée en facettes triangulaires, comme on le voit sur le schéma de la figure 2.2.2. On associe à chaque facette un type de panneau (trois types de panneaux sont représentés sur la figure). Chaque type de panneau possède ses caractéristiques de rendement par rapport aux trois composantes du rayonnement : direct, diffus et réfléchi. Les données sur le type de panneau associé à chacune des facettes constitue la première caractéristique de l'enveloppe. Cette liste de données fait parti du code génétique de l'enveloppe. Dans le logiciel SolarOptiForm ces données sont stockées dans le tableau représentant le code génétique de l'individu-enveloppe sous forme de N_j nombres entiers caractéristiques de chaque type de panneau, où N_j est le nombre de facettes.

Chaque facette a trois sommets, qu'on appellera par la suite : points de discrétisation. La position de chaque point de discrétisation contrôle la taille et l'orientation

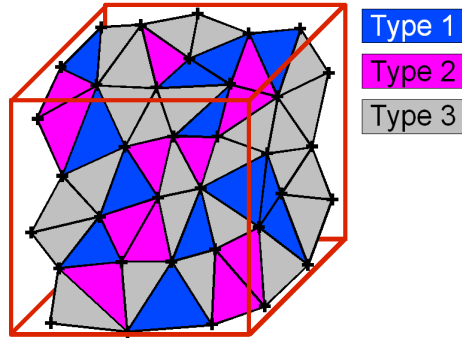


FIG. 2.2.2 – *Géométrie de l'enveloppe discrétisée. A chaque facette on associe un type de panneau.*

de chaque facette. La figure 2.2.3 représente les points de discrétisation associés aux facettes représentées dans la figure 2.2.2.

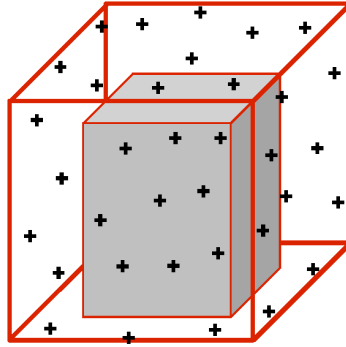


FIG. 2.2.3 – *Points de discrétisation de l'enveloppe*

Il est évident qu'il y a une infinité de géométries possibles à l'intérieur du volume délimité par les contraintes intérieure et extérieure (données dans la figure 2.2.1). Cependant dans le cadre du présent travail, le nombre de possibilités offertes a été limité à travers le contrôle discret de la position de chaque point de discrétisation.

La figure 2.2.4 montre comment la position de chaque point de discrétisation est contrôlé. Chaque point de discrétisation peut prendre un nombre limité de positions situées sur un segment droit (qu'on appellera trajectoire dans la suite) dont les extrémités, notées Min et Max, sont respectivement situées sur la contrainte intérieure et la contrainte extérieure. Les données sur la position de chaque point de discrétisation complètent la description d'une enveloppe, son code génétique. Dans le logiciel SolarOptiForm, ces données sont stockées dans le tableau du code génétique de l'enveloppe sous forme de N_i chiffres variant entre 0 et 1 (0 correspond à la position minimale, 1 - à la position maximale) où N_i est le nombre de points de discrétisation.

Les trajectoires des points de discrétisation sont traitées différemment sur les différentes parties du volume disponible. La figure 2.2.5 montre schématiquement ces différentes trajectoires. Par exemple sur les façades verticales de l'enveloppe du bâtiment existant, les trajectoires sont des segments perpendiculaires à la surface de la façade ; dans les zones proches des coins, les trajectoires forment des rayons autour des arrêtes ;

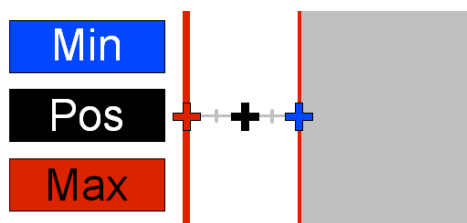


FIG. 2.2.4 – *Contrôle discret de la position de chaque point de discrétisation*

sur le toit, les trajectoires sont inclinées par rapport à la perpendiculaire au plan du toit. Ces trajectoires ne se croisent jamais évitant des aberrations géométriques.

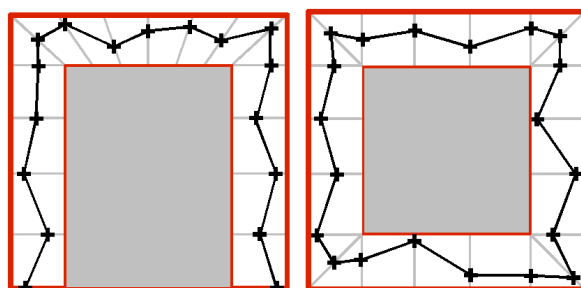


FIG. 2.2.5 – *Trajectoires des points de discrétisation. A gauche vue en coupe, à droite vue en plan.*

Cette manière de décrire la géométrie de l'enveloppe (en utilisant des trajectoires droites et positions discrètes) est imparfaite dans le sens où elle ne permet pas à des formes complètement aléatoires d'émerger de l'optimisation. Par exemple il est impossible qu'une casquette se positionne devant des panneaux existants comme montré sur la figure 2.2.6. Ceci constitue l'une des principales limitations de ce logiciel.

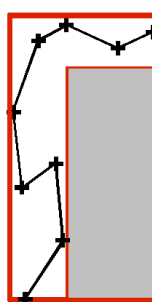


FIG. 2.2.6 – *Exemple type de géométrie ne pouvant émerger du mode de description géométrique adopté*

Pour résumer cette section, rappelons que chaque enveloppe est décrite par la position de chacun de ses points de discrétisation et par la donnée du type de chacune des ses facettes constitutives. Ces données constituent le code génétique de cette enveloppe, qu'on appellera par la suite individu (lorsqu'il s'agira de traiter de l'optimisation). Le

code génétique de chaque individu est stocké dans un tableau dont une partie est occupée par les données relatives à la position des points de discrétisation (N_i chiffres entre 0 et 1) et l'autre - par les données concernant le type de chacune des facettes (N_j nombres entiers).

2.3 Présentation des algorithmes génétiques

On utilise les algorithmes génétiques lorsque le nombre de possibilités à explorer est très important et il n'est pas possible de mettre en place une méthode de descente de gradient classique. C'est le cas dans l'optimisation de la géométrie d'enveloppe envisagée ici.

La géométrie optimale est ici une forme non triviale inscrite dans des limites géométriques : les contraintes intérieure et extérieure. A l'intérieur du volume défini par ces deux contraintes, l'enveloppe peut prendre de très nombreuses formes.

Dans le présent travail, un algorithme génétique appelé BIANCA développé par l'équipe de Paolo Vannucci a été employé. Il n'a pas été conçu pour être utilisé spécifiquement dans le cadre d'optimisation de la géométrie d'enveloppes et permet d'implémenter des fonctions-objectif adaptées à un problème donné. Pour en savoir plus sur cet algorithme génétique, se reporter à Montemurro et al. [1, 2], Vincenti et al. [4].

Pour parler d'optimisation par algorithmes génétiques, un certain vocabulaire est nécessaire. Celui-ci est introduit dans la figure 2.3.1. On parlera d'individu pour désigner une enveloppe particulière. Celle-ci est définie (comme montré précédemment) par sa géométrie et la répartition des panneaux capteurs à sa surface. Ces deux types de données sont stockées dans le code génétique de l'individu. Un ensemble d'enveloppes - individus constitue une population.

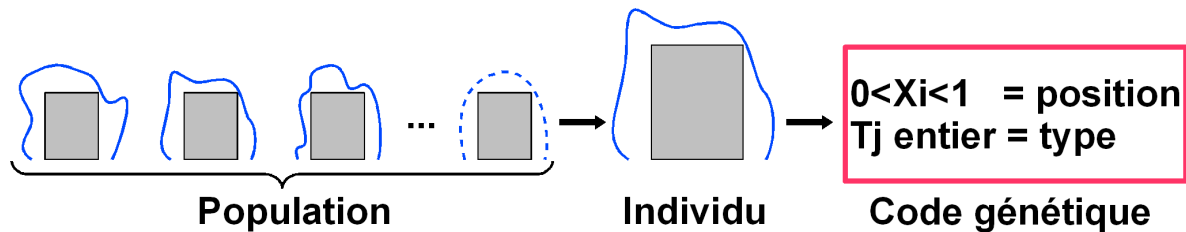


FIG. 2.3.1 – *Population, individu, code génétique : éléments essentiels de l'optimisation par algorithmes évolutionnaires*

Le processus d'optimisation s'effectue comme décrit dans la figure 2.3.2.

1. La population (ensemble d'enveloppes-individus) initiale est aléatoire. Cela signifie que le code génétique de tous les individus est généré aléatoirement. En reprenant l'exemple précédent de la figure 2.2.2, un tel individu pourrait être généré aléatoirement.
2. Tous les individus de la population sont évalués. Pour cela, connaissant la géométrie particulière de chaque enveloppe et sa répartition de panneaux, l'énergie produite par celle-ci est calculée selon le processus expliqué dans la section 2.4 qui suit.

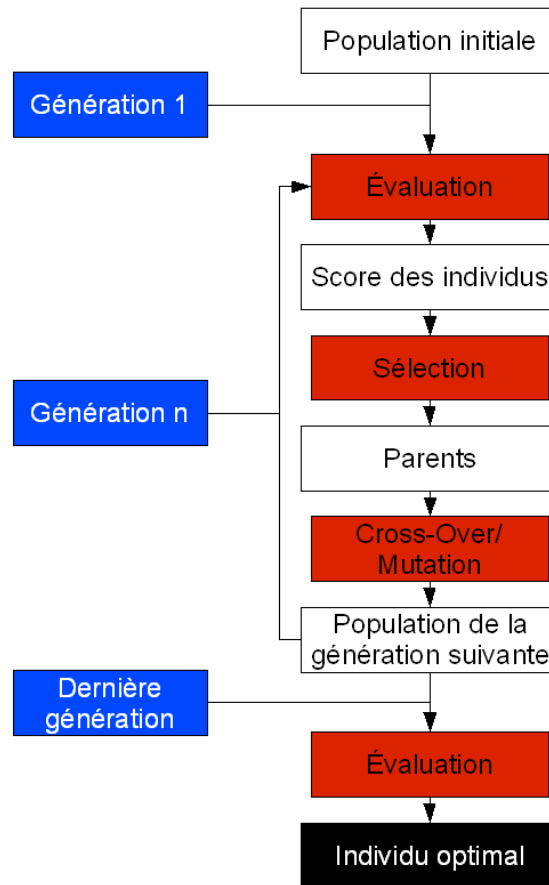


FIG. 2.3.2 – Schéma du processus d'optimisation par algorithme génétique

3. Connaissant le score de chaque individu, un classement est opéré entre ceux-ci. Cela permet de distinguer les meilleurs individus. Ces meilleurs individus ont alors plus de chances d'être sélectionnés pour être "parents" de la génération suivante.
4. En effet, une fois le processus de selection opéré (non détaillé dans ce travail, mais expliqué dans les articles [2],[1] et [4]), les parents sont mis en paires et leurs codes génétiques sont croisés (cross-over) pour obtenir le code génétique des enfants, qui forment la nouvelle génération. Le code génétique des enfants peut également subir des mutations qui modifient une partie des données contenues dans le tableau du code génétique. Cela permet de garder une diversité suffisante et d'explorer des domaines plus vastes du champs des possibles.
5. Le processus d'évaluation, de classement et de sélection est opéré de nouveau et la nouvelle génération est formée. Ainsi par un processus d'évolution "naturelle", les performances sont améliorées et on obtient l'individu optimal à l'issu d'un grand nombre de générations.

2.4 Potentiel solaire d'une enveloppe et hypothèses de calculs

Cette section sera consacrée à la partie "Evaluation" de l'algorithme génétique. C'est une partie essentielle qui permet d'attribuer le score à chaque individu d'une population et, comme nous venons de le voir, le score détermine l'évolution des générations futures.

Comme mentionné précédemment, le score d'un individu correspond à ses performances en termes de production d'énergie. Nous allons donc présenter ici les différentes hypothèses de calcul de cette production.

2.4.1 Calcul de l'énergie produite

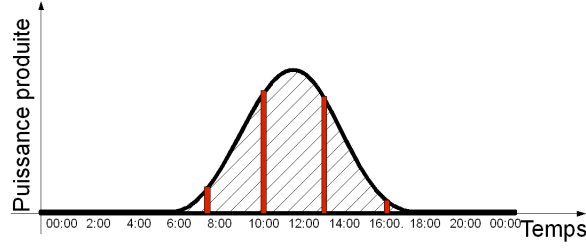
Pour calculer l'énergie produite par une enveloppe, on discrétise cette enveloppe en facettes, on évalue l'énergie reçue (sous forme de rayonnement direct, diffus et réfléchi) par chaque facette puis, en prenant en compte la nature de chaque facette et donc son rendement, on calcule l'énergie produite par celle-ci. Puis on effectue la somme sur toutes les facettes. Ceci peut être traduit de manière mathématique de la manière suivante :

$$E_{p,i} = \mu_{i,b}E_{b,i} + \mu_{i,d}E_{d,i} + \mu_{i,r}E_{r,i} \quad (2.4.1)$$

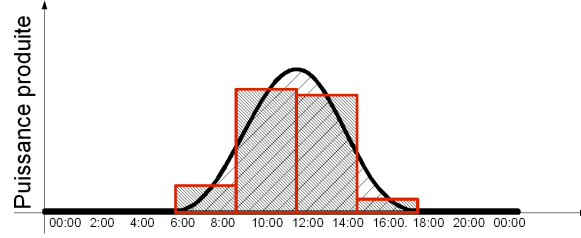
Où $E_{p,i}$ est l'énergie produite par le panneau i , comme dans l'équation (2.1.1), les $\mu_{i,j}$ sont les rendements du panneau i par rapports aux trois composantes du rayonnement : direct b , diffus d et réfléchi r . $E_{j,i}$ est l'énergie reçue par le panneau i sous la forme de composante j du rayonnement.

Pour donner un score à chaque individu, on doit donc calculer l'énergie que chacun de ces panneaux reçoit au cours d'une période d'optimisation donnée (ici, on présentera le cas d'une année entière). Cette énergie reçue au cours de l'année est une intégrale sur la durée de l'année de la puissance instantanée reçue par chaque panneau. Cette puissance varie au cours du temps car la direction des rayons solaires varie au cours du temps et l'intensité du rayonnement qu'ils transportent également. A cause de la complexité du problème, notamment de la présence d'obstacles proches modifiant l'ombre portée par l'enveloppe à chaque instant, il n'a pas été possible de résoudre analytiquement l'intégration de la puissance instantanée reçue au cours du temps sur toute l'année. Cependant il est possible de calculer pour un instant donné la puissance reçue. On fera alors l'approximation de cette intégrale par une somme discrète. Ceci est illustré dans la figure 2.4.1 où l'énergie reçue au cours d'une journée est calculée moyennant ces approximations. Pour cela la puissance reçue instantanée est calculée pour 4 moments dans la journée (figure 2.4.1 (a)). Puis l'intégrale de la puissance reçue sur toute la journée est approchée par une somme discrète (2.4.1 (b)). La puissance instantanée calculée pour 4 moments de la journée est multipliée par une durée autour de ces moments, qu'on appellera coefficients de pondération temporels (en heures) par la suite, pour donner une approximation de l'énergie reçue durant cette durée. Ensuite la somme des 4 énergies ainsi calculées est effectuée pour donner une approximation de l'énergie reçue au cours de la journée. Ainsi des écarts persisteront entre la grandeur recherchée et approximée comme on le voit sur le schéma 2.4.1 (b).

Cette hypothèse revient, mathématiquement à faire l'approximation suivante, où $P_{j,i}$ est la puissance instantanée de la composante j du rayonnement reçue sur le panneau



(a) Variation de la puissance reçue au cours d'une journée. En rouge : les instants de calcul de la puissance instantanée.



(b) L'intégrale de la puissance sur la journée et son approximation par une somme discrète.

FIG. 2.4.1 – Calcul de l'énergie reçue au cours d'une journée.

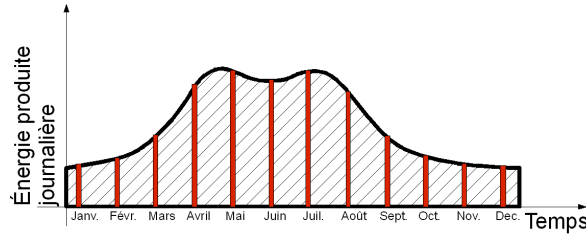
i :

$$E_{j,i} = \int_t P_{j,i}(t) dt \approx \sum_{t_j} P_{j,i}(t_j) \Delta t_j \quad (2.4.2)$$

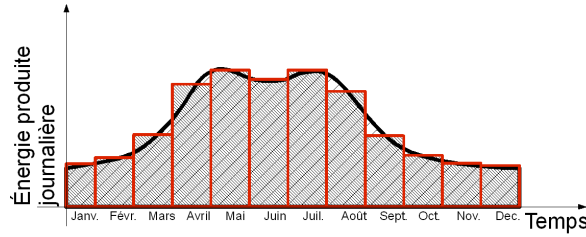
Une fois que l'énergie reçue au cours d'une journée est connue, on peut calculer l'énergie reçue au cours de toute l'année. Pour cela, il suffit de sommer l'énergie reçue au cours de toutes les journées de l'année. Cependant cela implique le calcul séparé de l'énergie reçue pour chacune des 365 journées de l'année. Afin de réduire le temps des calculs, on procédera par le même type d'approximations que précédemment. On calcule l'énergie reçue au cours d'un certain nombre de journées types de l'année, puis ces grandeurs sont multipliées par un coefficient pondérateur temporel (en jours cette fois-ci) ce qui permet d'avoir une approximation de l'énergie reçue au cours de cette période. Par exemple on pourra utiliser 12 journées types de l'année (une par mois) où les données climatiques seront des moyennes sur le mois correspondant. Pour chacune de ces 12 journées types, on calcule l'énergie reçue au cours de la journée, puis on multiplie cette grandeur par le nombre de jours dans le mois correspondant pour avoir une approximation de l'énergie reçue au cours de ce mois. Ce principe est illustré dans la figure 2.4.2. Sur la figure 2.4.2 (a), les bandes rouges représentent les journées types où sont effectués les calculs. La figure 2.4.2 (b) montre les écarts qui persisteront entre l'énergie effectivement reçue au cours de l'année et celle calculée avec la présente méthode.

Cette manière de procéder implique :

- Les flux de rayonnement utilisés dans les calculs sont des moyennes sur plusieurs jours voir mois (suivant la discrétisation temporelle adoptée).
- Seules quelques orientations et inclinaisons des rayons sont pris dans la journée, elles sont donc privilégiées.



(a) *Variation de l'énergie reçue journalière au cours de l'année. En rouge : les journées de calcul de l'énergie journalière.*



(b) *L'intégrale de l'énergie journalière sur l'année et son approximation par une somme discrète.*

FIG. 2.4.2 – *Calcul de l'énergie reçue au cours d'une année.*

- Avec quelques moments de calcul dans la journée, on considère que le flux d'énergie est constant sur plusieurs heures.

Admettant cette manière de procéder, le problème restant est de calculer la puissance instantanée reçue par chaque panneau d'un individu. On rappelle qu'un individu est une enveloppe entière, décrite par sa géométrie et la distribution de panneaux capteurs à sa surface. Cette description est contenue dans son code génétique.

2.4.2 Calcul de la puissance reçue instantanée d'un panneau capteur

Les détails des différentes hypothèses de calcul d'énergie sont présentés dans le chapitre "Bibliographie sur l'énergie solaire". Dans cette section on résume l'essentiel de la méthode de calcul.

Pour chaque date et heure de calcul, on calcule premièrement le flux d'énergie reçue dans ces trois composantes par chacun des panneaux : rayonnement direct, rayonnement diffus et rayonnement réfléchi. Une fois que le calcul est réalisé pour tous les panneaux de l'enveloppe à une date et un moment donné, le résultat, la puissance reçue, est multiplié par un coefficient pondérateur de temps pour obtenir l'énergie reçue. C'est à l'utilisateur d'indiquer les coefficients de chaque date et heure et vérifier la cohérence des résultats obtenus. Puis cette énergie reçue est convertie en énergie produite par le panneau en utilisant ses caractéristiques de rendement (distincts pour les trois types de rayonnement). L'énergie produite est égale à l'énergie reçue multipliée par le rendement du panneau. L'énergie produite par toute l'enveloppe est alors la somme des énergies produites par chaque panneau. Ceci est résumé dans les équations 2.1.1, 2.4.1 et 2.4.2.

Calcul du rayonnement direct reçu

La date et l'heure de calcul donne la direction des rayons solaires. Si le rayon touche le barycentre du triangle-facette que l'on considère, l'énergie est reçue. Le rayon peut être bloqué par les masques lointains, proches, ou par une autre facette de l'enveloppe qui se trouverait sur le chemin. Ensuite la puissance reçue est égale à la projection du rayon sur la facette multipliée par la surface de la facette multipliée par le flux d'énergie directe transporté par ce rayon (qui dépend des données climatiques du site), comme suit :

$$P_{b,i}(t) = P_b(t) S_i \vec{n}_i \cdot \vec{v}(t) \quad (2.4.3)$$

Dans l'équation 2.4.3, $P_{b,i}$ est l'énergie reçue par le panneau i sous la forme de rayonnement direct b , $P_b(t)$ est le flux d'énergie directe transporté par le rayon, S_i est la surface du panneau i , $\vec{n}_i$ est le vecteur normal du panneau et $\vec{v}(t)$ est la direction du rayon solaire à l'instant t .

Calcul du rayonnement diffus reçu

Le rayonnement diffus vient de tout le ciel (pas de direction privilégiée). Ainsi le rayonnement diffus d'une facette est égal à la part du ciel vue par le barycentre de la facette (F_i dans l'équation 2.4.4) multipliée par le flux d'énergie diffuse ($P_d(t)$ dans l'équation 2.4.4). Pour déterminer la part de ciel vue, on effectue un lancer de rayons depuis le barycentre et on comptabilise le nombre de rayons qui atteignent effectivement le ciel et ceux qui sont bloqués par un obstacle (un masque proche ou lointain ou une autre facette).

$$P_{d,i}(t) = P_d(t) S_i F_i \quad (2.4.4)$$

Calcul du rayonnement réfléchi reçu

Pour le rayonnement réfléchi, on procède de la même manière que pour le diffus en prenant le complémentaire des rayons qui arrivent au ciel et on utilise un albédo homogénéisé, noté *rho* dans l'équation 2.4.5 (pour des explications détaillées voir le chapitre "Introduction : Enveloppes comme dispositif de captage d'énergie") pour l'ensemble des obstacles (y compris les autres facettes de l'enveloppe).

$$P_{r,i}(t) = P_d(t) S_i (1 - F_i) \rho \quad (2.4.5)$$

2.5 La programmation du logiciel SolarOptiForm

Comme décrit précédemment, à chaque génération, les performances de tous les individus sont évaluées. Pour cela on calcule leur fonction-objectif. Dans notre cas il s'agit de l'énergie produite par l'enveloppe au cours de l'année (ou uniquement une saison suivant les optimisations) divisée par la surface totale de l'enveloppe. L'objectif de l'optimisation est alors de maximiser cette valeur. Ainsi le classement des individus et donc leur chances de transmettre leur code génétique aux générations futures, est effectué suivant la valeur de leur fonction-objectif.

L'implémentation de cette fonction sous forme de programme informatique, plus précisément d'une sous-routine de BIANCA, a été réalisée avec l'aide d'un travail de

stage PFE de l'Ecole des Ponts ParisTech (Petit [3]) qui s'est terminé en septembre 2011. Une subroutine est un sous-programme appelé par le programme maître pour effectuer un certain nombre d'opérations. Ici BIANCA génère le code génétique des individus, appelle la subroutine pour évaluer les individus (calculer leur fonction objectif), récupère le score de chaque individu et en déduit les croisements qui doivent s'opérer pour générer la génération suivante. Nous allons nous concentrer dans cette partie sur la méthode employée pour évaluer un individu.

2.5.1 SolarOptiForm : le logiciel et ses modules

On appelle SolarOptiForm un ensemble de modules développés pendant cette thèse permettant de réaliser (en utilisant l'algorithme BIANCA) l'optimisation de l'enveloppe d'un bâtiment par rapport à l'ensoleillement. Ces modules sont :

- GH Instructor v3.25.xls - un classeur Excel contenant un ensemble de macros permettant de rentrer facilement les données du problème.
- Excel interpreter v6.ghx - un module Grasshopper permettant de visualiser les données du problème : contraintes interne et externe, obstacles proches et lointains.
- Exslave.exe - un exécutable compilé à partir de Exslave.f95, un code écrit en Fortran qui permet de calculer à partir des données du problème les positions minimale et maximale de chaque point de discrétisation de l'enveloppe.
- MACRO_MY_PROBLEM.f95 - subroutine de BIANCA qui permet de calculer la fonction objectif de tous les individus de toutes les population d'une génération donnée.
- Evaluation.exe - un exécutable compilé à partir de Evaluation.f95 permettant de reconstituer la géométrie et de recalculer la fonction-objectif du meilleur individu à la fin de l'optimisation.
- Fortran interpreter v12.ghx - un module Grasshopper permettant de visualiser la géométrie du meilleur individu ainsi que la répartition des panneaux sur sa surface et les apports solaires reçus.

Ils peuvent être globalement regroupés en 4 pôles : visualisation de la géométrie du problème (ou de la solution), traitement des données initiales du problème, optimisation, evaluation et construction du meilleur individu (solution).

La figure 2.5.1 résume les interactions entre les différents modules de SolarOptiForm :

1. L'Utilisateur rentre les données du problèmes dans le classeur Excel, GH Instructor.xls. Des macros permettent la vérification immédiate de certaines données.
2. Les données géométriques du problème peuvent être visualisées. 2.1 : les données de GH Instructor.xls sont exportées dans Excel Interpreter.ghx. 2.2 : Ces données sont interprétées en termes géométriques et transférées dans Rhino 3D pour visualisation.
3. Rhino 3D affiche la géométrie à l'écran.
4. Les données rentrées par l'utilisateur sont lues par Exslave.exe qui fabrique alors les données relatives à la position minimale et maximale de chaque point de discrétisation.
5. L'utilisateur rentre les paramètres d'optimisation dans Bianca et lance l'optimisation.

6. Bianca fournit à Macro_My_Problem le génome de tous les individus de toutes les populations d'une génération. Macro_my_problem utilise ces données génétiques pour reconstituer la géométrie et la répartition des panneaux de chaque individu pour l'évaluer, c'est-à-dire calculer sa fonction objectif. Le score ainsi calculé de tous les individus est alors donné à Bianca. Bianca fabrique alors la nouvelle génération.
7. Afin d'évaluer les individus, Macro_my_problem récupère les données fabriquées par Exslave.
8. A la fin de l'optimisation Bianca donne le code génétique du meilleur individu. Evaluation.exe permet alors de re-évaluer cet individu et d'en reconstituer la géométrie et la répartition des panneaux.
9. Evaluation.exe donne à l'Utilisateur, dans la fenêtre du terminal, le score du meilleur individu, c'est-à-dire sa production d'énergie à partir de la composante du rayonnement direct, diffus et réfléchi.
10. La géométrie et la répartition des panneaux du meilleur individu sont alors lues par GH Instructor.
11. Visualisation du meilleur individu. 11.1 : Les données du meilleur individus sont importées dans Fortran Interpreter. Puis 11.2 : elles sont transférées à Rhino 3D qui affiche alors la géométrie à l'écran.

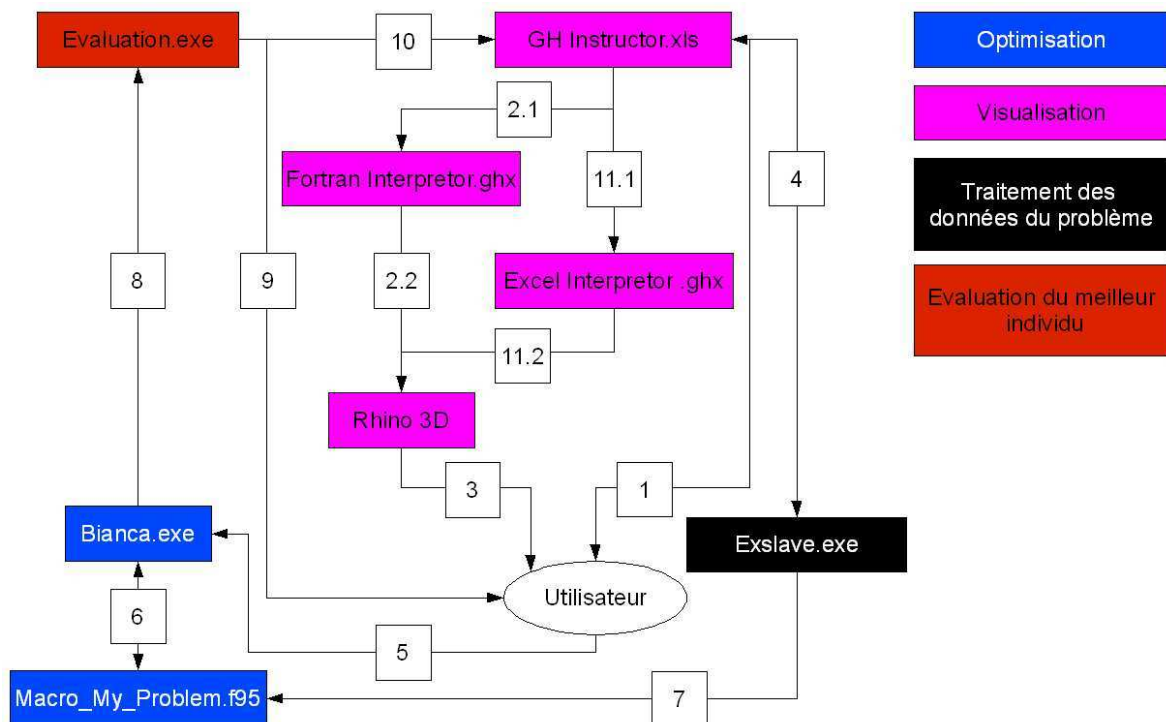


FIG. 2.5.1 – Interactions entre différents modules de SolarOptiForm

Dans le logiciel SolarOptiForm les contraintes externe et interne peuvent être visualisées comme illustré dans la figure (en utilisant GH Instructor v3.25.xls et Excel interpreter v6.ghx).

Dans cette illustration deux modules du logiciel sont représentées : GH Instructor v3.25.xls, classeur Excel (dans la partie supérieure de l'image, entouré en bleu) et Excel

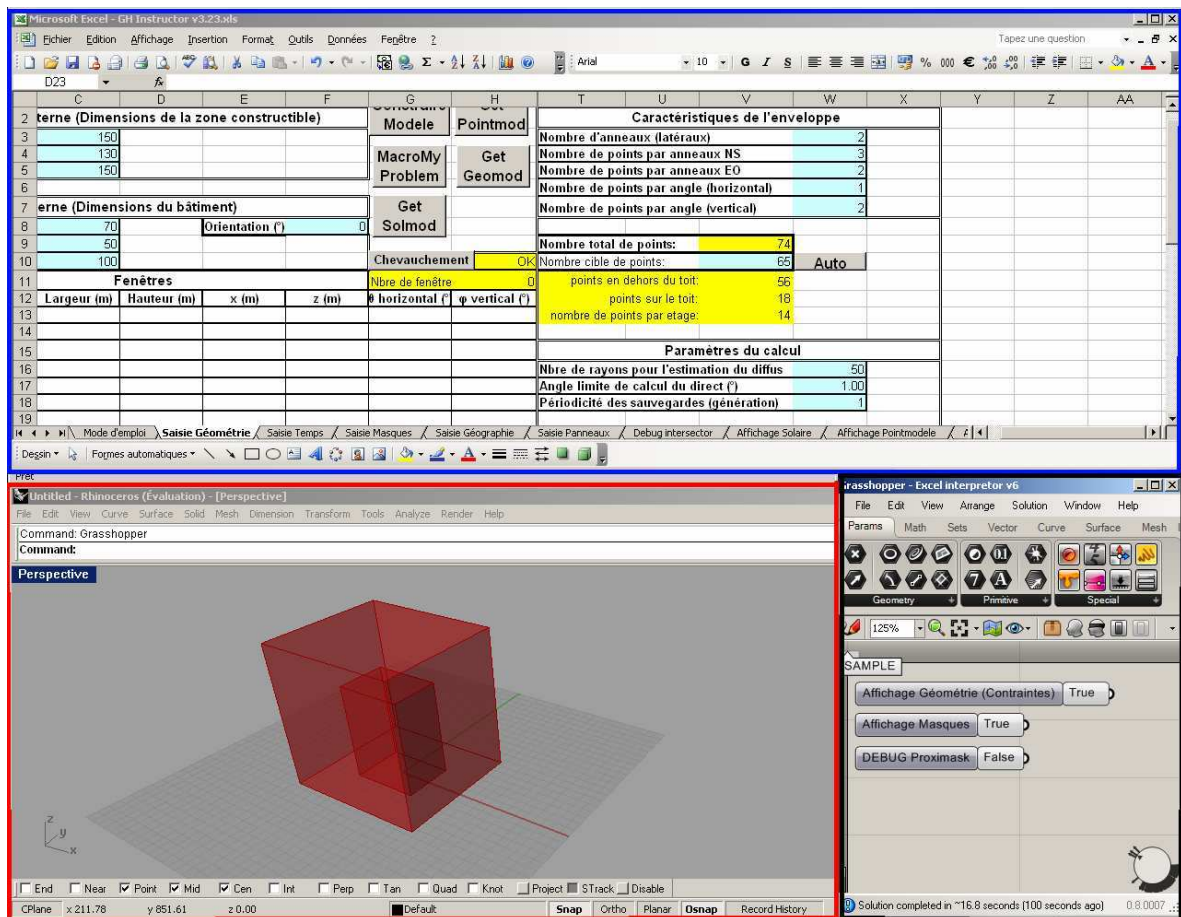


FIG. 2.5.2 – Visualisation des contraintes interne et externe du problème avant l'optimisation. Bloc entouré en bleu : GH Instructor v3.25.xls où les données sont rentrées ; Bloc entouré en rouge : fenêtre Rhino 3D qui permet la visualisation ; bloc entouré en noir : Excel interpreter v6.ghx qui permet la lecture des données dans le fichier excel et leur transposition dans Rhino 3D

interpreter v6.ghx (en bas à droite, entouré en noir). L'utilisateur entre les données nécessaires au problème dans le classeur Excel : dimension des contraintes, nombre de points de discrétisation de l'enveloppe, données climatiques, paramètres des panneaux capteurs à installer, description des masques lointains et proches et les dates et heures où sont effectués les calculs de l'ensoleillement. Le deuxième module représenté est un module permettant la visualisation dans Rhino 3D de la géométrie (fenêtre de Rhino 3D entourée en rouge en bas à gauche de l'image). Ce module Excel interpreter v5.ghx, écrit dans le plug-in de Rhino 3D, Grasshopper (en bas à droite, entouré en noir) permet de faire le lien entre les données contenues dans le classeur Excel et Rhino 3D. Il fait l'interprétation géométrique de ces données pour permettre leur visualisation dans Rhino 3D.

Une fois les données du problème rentrées, on exécute Exslave.exe qui génère des fichiers de sortie texte contenant entre autres les positions minimales et maximales de chaque point de l'enveloppe.

Ensuite BIANCA est exécuté pour lancer l'optimisation. BIANCA appelle MACRO_MY_PROBLEM en lui fournissant en entrée le code génétique de la génération

(de tous les individus). Pour toutes les populations et pour tous les individus MACRO_MY_PROBLEM interprète le code génétique comme décrit précédemment sous forme de position des points de discrétisation et de nature des triangles. En utilisant les fichiers de sortie texte précédents (contenant les positions min et max des points) cela permet de générer la géométrie de chaque individu puis pour chaque date et heure de calcul déterminer l'énergie solaire reçue et en déduire l'énergie produite par l'enveloppe au cours de l'année (ou toute autre période indiquée).

2.5.2 Possibilités offertes par BIANCA et gestion du temps de calculs

L'algorithme génétique BIANCA limite un certain nombre de paramètres d'optimisation. Par exemple, le nombre de populations est limité à 10 maximum. On peut en effet générer plusieurs populations d'enveloppes qui évoluent de manière isolée pendant plusieurs générations afin d'explorer différents domaines du champs des possibles puis les mettre en contact pour générer la nouvelle génération de chaque population. Le nombre d'individus dans une population est limité à 2000. Le code génétique est limité à 50 chromosomes ayant chacun 50 gènes. Cela signifie au total 2500 valeurs dans le tableau représentatif du code génétique d'un individu. Comme il y a environ deux fois plus de triangles que de points, le nombre de points de discrétisation de l'enveloppe est limité à environ 830 ($2500/3 : 830$ valeurs pour coder la position des points + $2*830$ valeurs pour coder le type de panneau de chaque triangle). Le nombre de générations n'est pas limité mais il est directement lié au temps de calculs associé. En effet à chaque génération, on évalue tous les individus.

Pour réduire le temps des calculs, un travail de mise en place de calcul parallèle a été réalisé. Les ordinateurs actuels sont équipés de plusieurs processeurs. Cela leur permet de travailler plus rapidement car les différentes tâches que doit effectuer l'ordinateur sont distribuées, lorsque c'est possible, sur les différents processeurs. Dans les algorithmes génétiques, à chaque génération la même opération est effectuée sur chaque individu : son évaluation. L'évaluation d'un individu est indépendante de l'évaluation d'un autre individu, par conséquent ces deux évaluations peuvent être effectuées en parallèle sur plusieurs processeurs. Pour permettre ces calculs en parallèle, des modifications ont été apportées au code de la fonction-objectif. Le gain de temps réalisé est maintenant directement lié au nombre de processeurs présents sur l'ordinateur. Avec un biprocesseur, le temps de calcul est divisé approximativement par deux. Sachant que les optimisations durent plusieurs jours cela représente un temps considérable.

Bibliographie

- [1] M. Montemurro, P. Vannucci, and A. Vincenti. Bianca, a genetic algorithm for engineering optimisation - user guide. 2012.
- [2] M. Montemurro, A. Vincenti, and P. Vannucci. A two-level procedure for the global optimum design of composite modular structures - application to the design of an aircraft wing. *Journal of Optimization Theory and Applications*, 155 :24–53, 2012.
- [3] Richard Petit. Optimisation par un algorithme évolutionnaire de l'enveloppe d'un bâtiment pour maximiser le captage d'énergie solaire. Projet de fin d'études, 2011.

- [4] A. Vincenti, M.R. Ahmadian, and P. Vannucci. Bianca : a genetic algorithm to solve hard combinatorial optimisation problems in engineering. *Journal of Global Optimisation*, 48 :399–421, 2010.

Chapitre 3

Validation de SolarOptiForm.

Sommaire

3.1	Validation de l'évaluation de l'énergie reçue sur une géométrie simple	81
3.1.1	SolarEval	81
3.1.2	SolarOptiForm	81
3.1.3	Source d'écarts potentielle : Imperfections géométriques . . .	82
3.1.4	Résultats des cas-tests	82
3.2	Validation de l'utilisation de la base de données réduite . .	85
3.2.1	Méthode	86
3.2.2	Résultats	87
3.3	Validation de l'optimisation	91
3.3.1	Description du cas d'optimisation	91
3.3.2	Recherche de paramètres d'optimisation adéquats	92
3.3.3	Etude de formes alternatives	94
3.4	Conclusions	99

Nous venons de voir qu'un certain nombre d'hypothèses ont été introduites dans le calcul de l'énergie produite par les enveloppes - individus. Dans ce chapitre seront résumées les différentes approches de validation de SolarOptiForm qui permettent de justifier l'utilisation de ces différentes approximations.

Dans un premier temps on s'intéressera à la vérification des calculs de captage d'énergie sur des géométries simples. Pour cela une comparaison est effectuée entre les résultats d'évaluation d'un individu de géométrie connue par SolarOptiForm et les résultats obtenus par calculs analytiques simplifiés.

Dans un deuxième temps, l'utilisation de la base de données climatique réduite sera justifiée. En effet, comme expliqué dans le chapitre précédent, pour calculer l'énergie produite sur l'année entière, seuls quelques jours d'évaluation d'énergie sont choisis et l'intégrale sur l'année est approchée par une somme discrète. Nous comparerons donc les solutions optimisées obtenus avec 12 et 4 journées types d'évaluation au cours de l'année.

Dans la dernière section, on tentera de vérifier le bon déroulement du processus d'optimisation lui-même. Pour cela un cas d'optimisation où la géométrie optimale peut être pressentie et vérifiée par des calculs simples est choisi. On compare alors la géométrie obtenue par optimisation avec SolarOptiForm et celle attendue d'après les estimations simplifiées.

3.1 Validation de l'évaluation de l'énergie reçue sur une géométrie simple

Dans cette section on compare, sur une géométrie simple, l'énergie reçue calculée avec SolarOptiForm et SolarEval (un programme écrit en Matlab pour faciliter les calculs "à la main" analytiques simplifiés). La géométrie utilisée pour le test est un parallélépipède rectangle. Il n'y a pas d'obstacles extérieurs. Pour les deux approches les données géographiques et climatiques sont identiques : les données de rayonnement utilisés dans SolarOptiForm sont également importées dans le programme SolarEval.

3.1.1 SolarEval

On procède comme suit : pour la journée type de chaque mois, pour toutes les heures de Soleil disponible (telles qu'elles sont importées depuis la base de données ESRA, on dispose de valeurs toutes les 30 minutes entre le lever et le coucher du Soleil), on calcule le rayonnement direct, diffus et réfléchi reçu par les 5 surfaces planes du bâtiment : les 4 façades et le toit. La puissance reçue pour chaque instant est alors multipliée par 0.5h, puis la somme est faite pour toute la journée. L'énergie reçue pour chaque journée type de chaque mois est alors multipliée par le nombre de jours de ce mois et la somme est ensuite faite sur tous les mois. On obtient ainsi l'énergie reçue par le bâtiment sur toute l'année.

3.1.2 SolarOptiForm

Pour avoir des résultats comparables, dans *GH Instructorv3.25.xls* on rentre les données suivantes :

- La contrainte extérieure est fixée aux dimensions du parallélépipède testé

- L’orientation du bâtiment est la même que celle utilisée pour les calculs avec SolarEval
- Les mêmes dates d’évaluation de l’énergie reçue sont renseignées que celles utilisées dans SolarEval
- Il n’y a pas de masques extérieurs
- Les données climatiques, comme déjà mentionné sont identiques
- Les rendements des panneaux sont tous fixés à 1 afin de comptabiliser toute l’énergie reçue.

Puis, dans Evaluation.f95 on remplace le code génétique lu depuis un fichier extérieur (normalement fourni par BIANCA à la fin de l’optimisation) par un code génétique où toutes les valeurs sont égales à 1. C’est une procédure de saturation des contraintes, cela permet d’obtenir une géométrie proche du parallélépipède rectangle testé avec SolarEval. Ensuite on recompile Evaluation.f95 et on exécute Evaluation.exe. A la fin de l’évaluation le programme affiche dans le terminal les quantités de rayonnement direct, diffus et réfléchi reçus sur toute l’année par l’enveloppe. Il suffit alors de les comparer aux valeurs obtenues par SolarEval.

3.1.3 Source d’écarts potentielle : Imperfections géométriques

La distribution des points de discrétisation géométrique de la façade et la construction géométrique de celle-ci conduit à des arrêtes du parallélépipède imparfaites (voir figure 3.1.3 et 3.1.4) dans SolarOptiForm. Pour vérifier si les écarts entre les quantités d’énergie reçue viennent de ces imperfections plusieurs tests sont réalisés. D’abord la géométrie testée est un cube et on fait varier le nombre de points qui le décrivent dans SolarOptiForm. Puis en gardant le nombre maximal de points possible, on fait varier l’élancement de la forme décrite afin de déterminer l’influence des arrêtes sur les résultats obtenus.

3.1.4 Résultats des cas-tests

Sensibilité au nombre de points de discrétisation

Pour ce cas-test, la géométrie d’évaluation est un cube de dimensions 200*200*200m. L’orientation du bâtiment est plein Sud.

On évalue d’abord les apports solaires sur ce cube en utilisant SolarEval. La figure 3.1.1 donne un aperçu du fonctionnement de SolarEval : le terminal où sont rentrées les commandes et les graphiques des résultats obtenus. On rentre notamment les données suivantes (affichées en haut à gauche de l’écran) : latitude, longitude, fuseau horaire, albédo du sol/obstacles. Ces données permettent de déterminer la course du soleil et la part du rayonnement réfléchi. Ensuite on entre les données relatives à la géométrie du problème : dimensions du bâtiment testé et son orientation. Les résultats obtenus sont présentés sous forme de graphiques (énergie journalière reçue sur chacune des façades et le toit au cours de l’année totale et chacune de ses trois composantes (direct, diffus et réfléchi). Puis le total de l’énergie reçue est calculé et affiché sur le terminal. Il s’agit du total de l’énergie directe, diffuse, réfléchie et la somme des trois composantes.

La même évaluation est ensuite réalisée avec SolarOptiForm. Puis, en prenant pour référence l’énergie totale reçue sous forme de rayonnement direct, diffus et réfléchi calculée avec SolarEval, on calcule l’écart relatif de ces mêmes énergies calculées avec

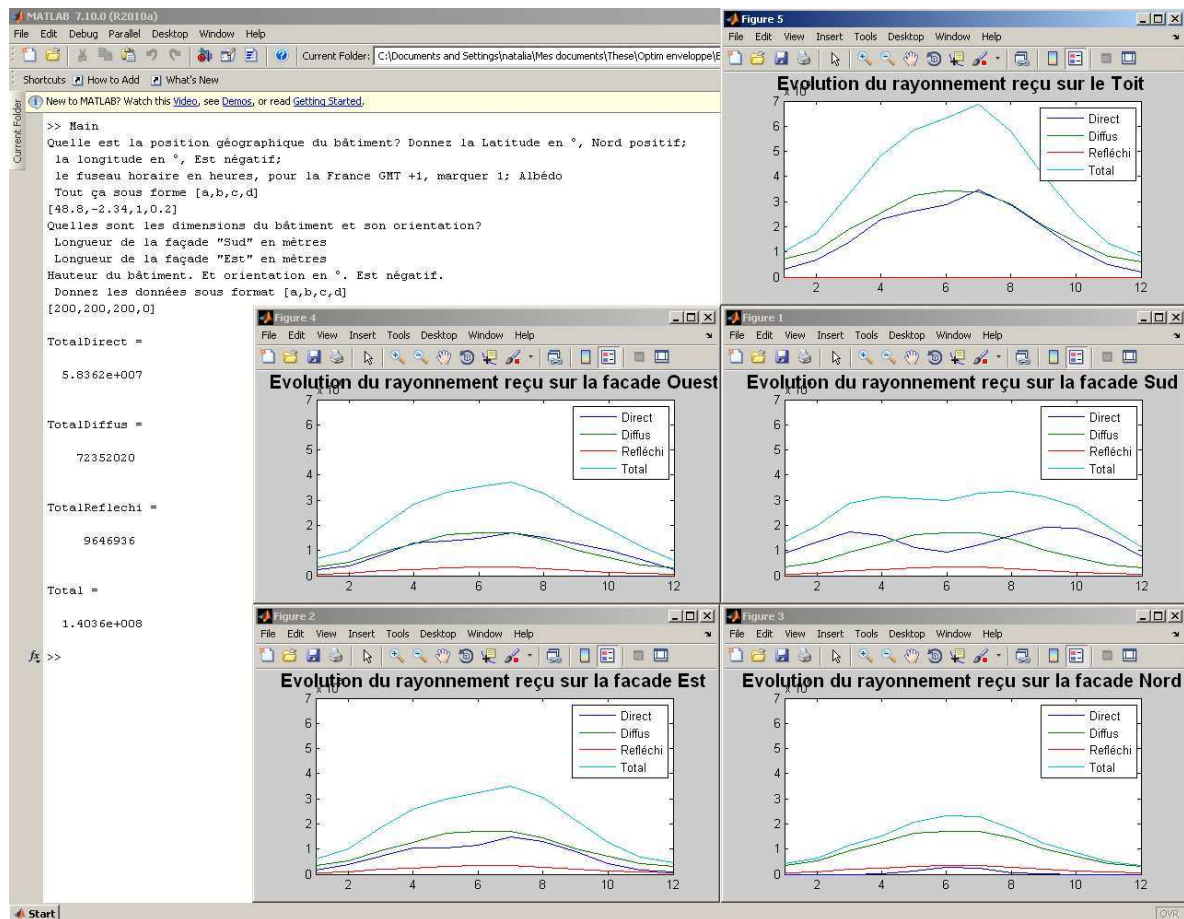


FIG. 3.1.1 – *SolarEval en fonctionnement*

SolarOptiForm pour différents nombre de points de discrétisation de la surface. Le graphique de la figure 3.1.2 résume ces résultats. On y voit que plus le nombre de points de discrétisation est important, plus les résultats obtenus entre les deux approches sont proches.

L'écart relatif obtenu dépend fortement du nombre de points de discrétisation. Cela s'explique par le fait qu'avec peu de points et compte tenu de la manière employée pour reconstituer la géométrie dans SolarOptiForm, la géométrie effectivement évaluée par SolarOptiForm est très différente du cube évalué par SolarEval. Les illustrations ci-dessous (figure 3.1.3) montrent ces géométries avec le nombre de points de discrétisation croissants de gauche à droite.

On constate bien une amélioration des résultats avec l'augmentation du nombre de points. Pour un nombre de points de discrétisation élevé (quasiment 800), l'écart est réduit à seulement 2%. On se demande alors si ces 2% restants sont toujours dus aux écarts géométriques ou à de potentielles imperfections dans le calcul de l'énergie reçue par SolarOptiForm.

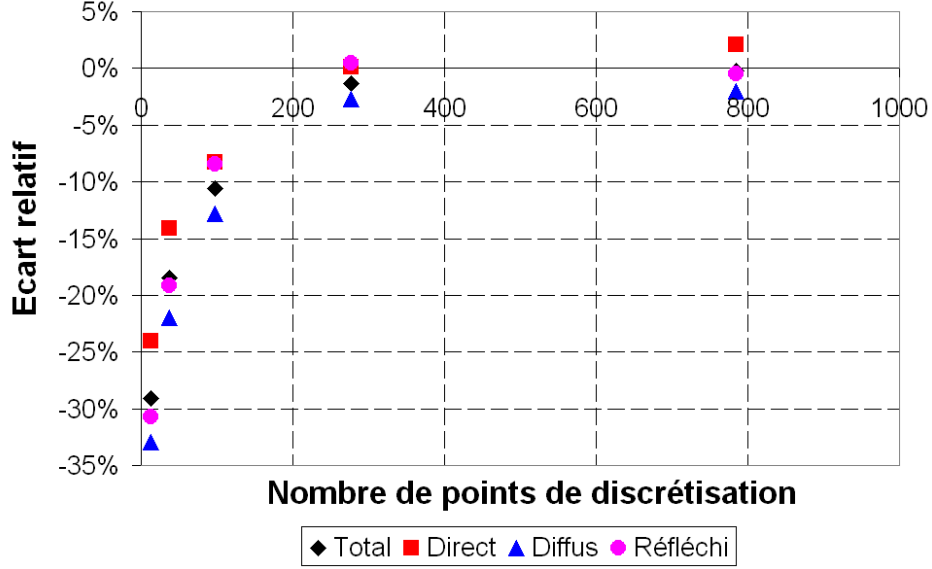


FIG. 3.1.2 – Écart relatif entre les estimations d'énergie reçue par SolarOptiForm et SolarEval en fonction du nombre de points de discrétisation

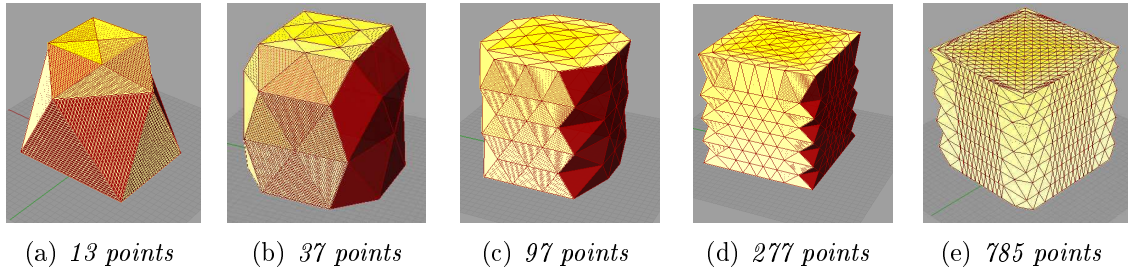


FIG. 3.1.3 – Géométries testées dans SolarOptiForm avec nombre variable de points de discrétisation.

Sensibilité à l'élancement

Pour la géométrie la plus proche du cube (avec environ 800 points de discrétisation) l'écart relatif pour le rayonnement direct est d'environ 2% en valeur absolue. Notre hypothèse est que c'est l'irrégularité des arrêtes qui est responsable de cet écart et non des erreurs de calcul de l'énergie reçue. Afin de vérifier cette hypothèse des tests ont été réalisés avec différents élancements de la géométrie et ce dans le but soit d'accroître soit de diminuer le poids des arrêtes dans la géométrie globale. En effet, plus le bâtiment est élancé, plus les arrêtes représentent un poids important dans la géométrie globale. Inversement pour un bâtiment plat les faces du parallélépipède ont un poids plus important.

Trois géométries représentées dans la figure 3.1.4 ont donc été comparées avec un nombre de points de discrétisation important. Leur élancement est calculé comme le ratio hauteur/largeur de la base.

La figure 3.1.5 résume les résultats. On observe que plus l'élancement est important, plus les écarts sont grands également. Inversement pour le bâtiment "plat", il n'y a quasiment pas d'écarts (<1%). Pour conclure, ces tests permettent de valider

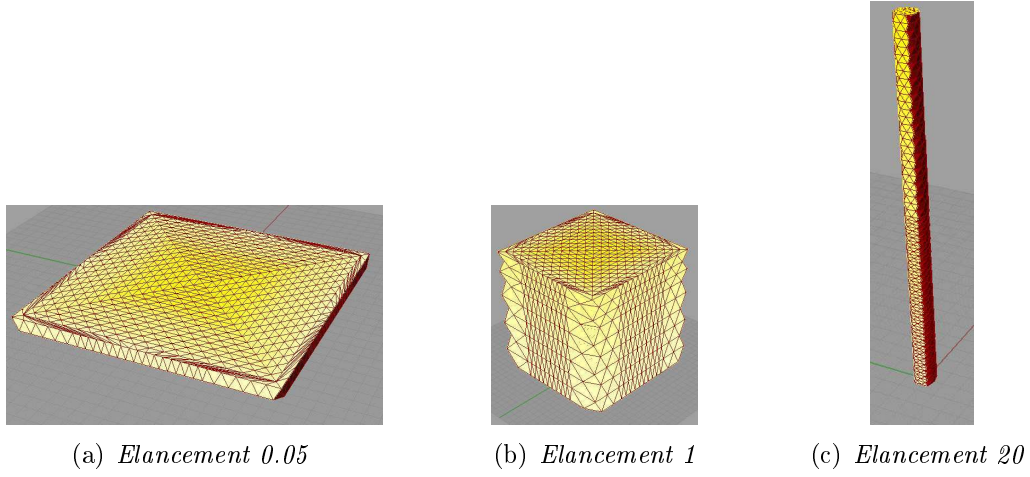


FIG. 3.1.4 – Géométries testées dans *SolarOptiForm* avec des élancements variables. Les dimensions sont : (a) - $10 \times 200 \times 200$; (b) - $200 \times 200 \times 200$; (c) - $10 \times 10 \times 200$

le bon fonctionnement des calculs de l'énergie reçue dans le cadre des hypothèses de calcul présentées dans le chapitre précédent. Tout du moins dans les cas sans ombrage particulier.

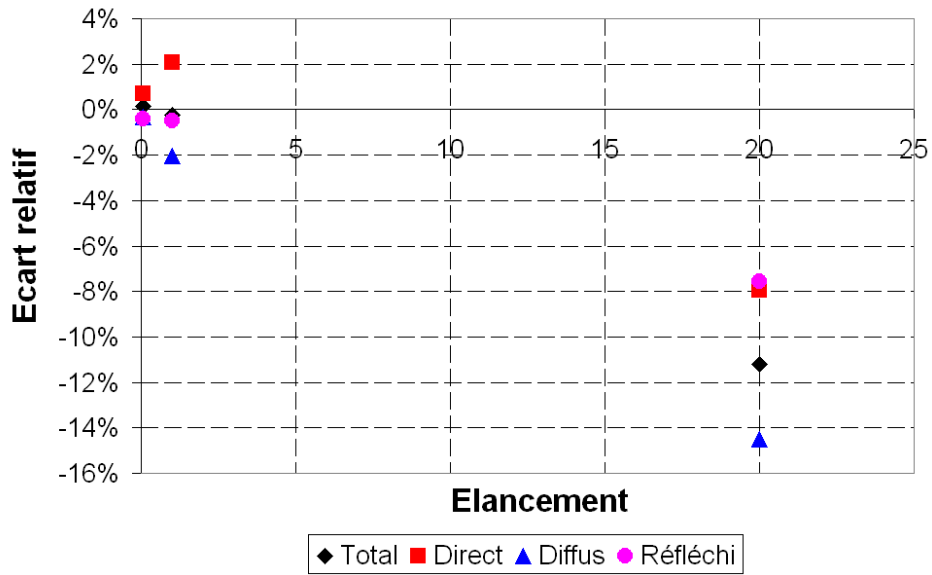


FIG. 3.1.5 – Écart relatif entre les estimations d'énergie reçue par *SolarOptiForm* et *SolarEval* en fonction de l'élancement de la géométrie

3.2 Validation de l'utilisation de la base de données réduite

Dans la plupart des cas d'optimisation présentés dans ce chapitre et le chapitre suivant, l'optimisation est effectuée sur la durée d'une année entière. Les méthodes de

calcul d'énergie produite utilisées dans SolarOptiForm impliquent une discrétisation dans le temps de la période sur laquelle l'optimisation de l'enveloppe est effectuée. Concrètement, un certain nombre de moments dans cette période sont choisis pour calculer l'énergie produite puis une somme pondérée par des coefficients de temps des résultats obtenus est calculée (voir chapitre précédent). Afin de réduire autant que possible le temps des calculs, on réduit le nombre de journées type représentant l'année. Dans cette section on vérifiera si cette manière de procéder est admissible. En particulier on comparera les résultats d'optimisations réalisées avec 12 journées types dans l'année et 4 journées types. Dans les deux cas pour chacune des journées type, 4 moments de calcul sont utilisés pour évaluer la puissance produite instantanée des panneaux. Les calculs sont effectués à 7h30, 10h30, 13h30 et 16h30 (heure solaire) de chaque journée avec une pondération de 3 heures chacune. On considère donc qu'en dehors de ces 12 heures, il n'y a pas de production d'énergie. Cela permet de respecter la symétrie par rapport à midi solaire.

Les résultats sont évalués en termes de performances et en termes de géométrie de la solution optimisée obtenue.

3.2.1 Méthode

Deux optimisations sont comparées. Dans les deux cas les conditions géométriques et d'ombrage sont identiques, ce qui change, ce sont les dates d'évaluation et les bases de données climatiques. On prendra comme référence les résultats de l'optimisation 1. Dans les deux cas d'optimisation, on cherche à maximiser l'énergie produite par l'enveloppe durant l'année divisée par la surface de l'enveloppe. La géométrie de l'enveloppe est optimisée ainsi que la distribution de panneaux capteurs à la surface de celle-ci. Deux types de panneaux sont définis par leurs caractéristiques de rendement par rapport aux trois types de rayonnement. Le tableau 3.2.1 résume les caractéristiques des deux types de panneaux. L'optimisation, elle, est effectuée avec les caractéristiques suivantes :

- 900 générations au total
- 4800 (3 populations de 1600 individus chacune) individus dans chaque génération
- 45 points de discrétisation de la géométrie ce qui conduit à 80 panneaux capteurs
- La contrainte interne est un parallélépipède de base carrée (50*50 mètres) et de hauteur 30 mètres
- la contrainte externe est un parallélépipède de base également carrée (110*110 mètres) et de hauteur 60 mètres
- Le bâtiment est orienté vers le Sud
- Pas de masques extérieurs
- L'albédo homogénéisé choisi pour le sol est de 0.2
- L'optimisation est effectuée pour le climat de Paris avec une longitude de 2.34° est et une latitude de 48.8°N

Type de panneau	1	2
Couleur de représentation	Jaune	Bleu
Rendement par rapport au rayonnement direct	1	0
Rendement par rapport au rayonnement diffus	0	1
Rendement par rapport au rayonnement réfléchi	0	1

TAB. 3.2.1 – *Caractéristiques des panneaux utilisés dans l'optimisation*

Optimisation 1 : il y a 12 journées représentatives de l'année. 1 journée par mois. La journée est choisie de telle sorte à ce que l'inclinaison (azimuth) du Soleil soit une moyenne du mois (pas forcément celle du 15 du mois). Chaque journée type a des données d'ensoleillement qui sont les données moyennes du mois. Le tableau 3.2.2 présente les dates des différentes journées types choisies pour ce cas d'optimisation.

Date	Pondération	Date	Pondération
17 janvier	31 jours	17 juillet	31 jours
16 février	28 jours	16 août	31 jours
16 mars	31 jours	15 septembre	30 jours
15 avril	30 jours	15 octobre	31 jours
15 mai	31 jours	14 novembre	30 jours
11 juin	30 jours	10 décembre	31 jours

TAB. 3.2.2 – *Journées types choisies pour l'optimisation 1*

Optimisation 2 : il y a 4 journées représentatives de l'année - les solstices et les équinoxes. Les données climatiques correspondantes sont les données moyennées sur les 3 mois entourant les dates choisies. Les dates avec leurs coefficients pondérateurs sont présentés dans le tableau 3.2.3

Date	Pondération
21 mars	92 jours
22 juin	91 jours
23 septembre	92 jours
22 décembre	90 jours

TAB. 3.2.3 – *Journées types choisies pour l'optimisation 2*

3.2.2 Résultats

L'objectif de l'optimisation est de maximiser l'énergie produite par surface. Pendant l'optimisation, pour chaque date et heure de calcul, l'énergie produite par l'ensemble de l'enveloppe est calculée puis cette quantité est divisée par la surface de cette enveloppe. A la fin de l'optimisation, pour le meilleur individu, on dispose donc de ces valeurs : énergie produite pour les dates de calcul (multipliée par leurs coefficients respectifs) divisée par la surface de l'enveloppe. Puis on re-évalue l'individu optimal pour connaître la quantité d'énergie totale effectivement produite pour ces dates de calcul (sans division par la surface).

Les résultats de l'optimisation sont représentés dans les figures 3.2.1 et 3.2.2 où le Sud est en bas de l'image. Les 4 façades et la vue de dessus y sont représentées ainsi que deux vues en perspective. La couleur bleue (et ses variantes dues aux effets de rendu et ombrage) représente le premier type de panneaux, la couleur jaune (et ses variantes allant jusqu'au orange dues, elles aussi, aux effets de rendu et ombrage) représente le deuxième type de panneaux. Comme mentionné précédemment, les panneaux en bleu

captent uniquement le rayonnement direct et réfléchi alors que les panneaux en jaune-orange captent uniquement le rayonnement direct. On peut trouver des similitudes certaines entre les deux solutions optimales :

- La géométrie est globalement pyramidale et les deux solutions se ressemblent.
- La façade Nord est pavée de panneaux sensibles au rayonnement diffus et réfléchi.
- La façade Sud est pavée de panneaux sensibles au rayonnement direct.

Les différences observables ne peuvent être clairement attribuées aux différences entre les dates d'évaluation et bases de données utilisées car pour une optimisation donnée, en regardant les trois meilleures solutions, les différences géométriques constatées peuvent être du même ordre de grandeur.

Pour comparer les deux solutions, on comparera l'énergie produite totale et l'énergie produite par surface de l'enveloppe de l'optimisation 2 aux valeurs obtenues pour l'optimisation 1. Ces deux quantités pour la solution de l'optimisation 2 sont évaluées dans deux configurations : la première qui correspond à la configuration dans laquelle l'optimisation a été effectuée, c'est-à-dire que l'énergie produite est calculée pour les 4 dates choisies et la base de données moyennée. Dans la deuxième configuration, on évalue la solution de l'optimisation 2 en prenant les dates de calcul de la solution 1, c'est-à-dire les 12 journées types et la base de données initiale.

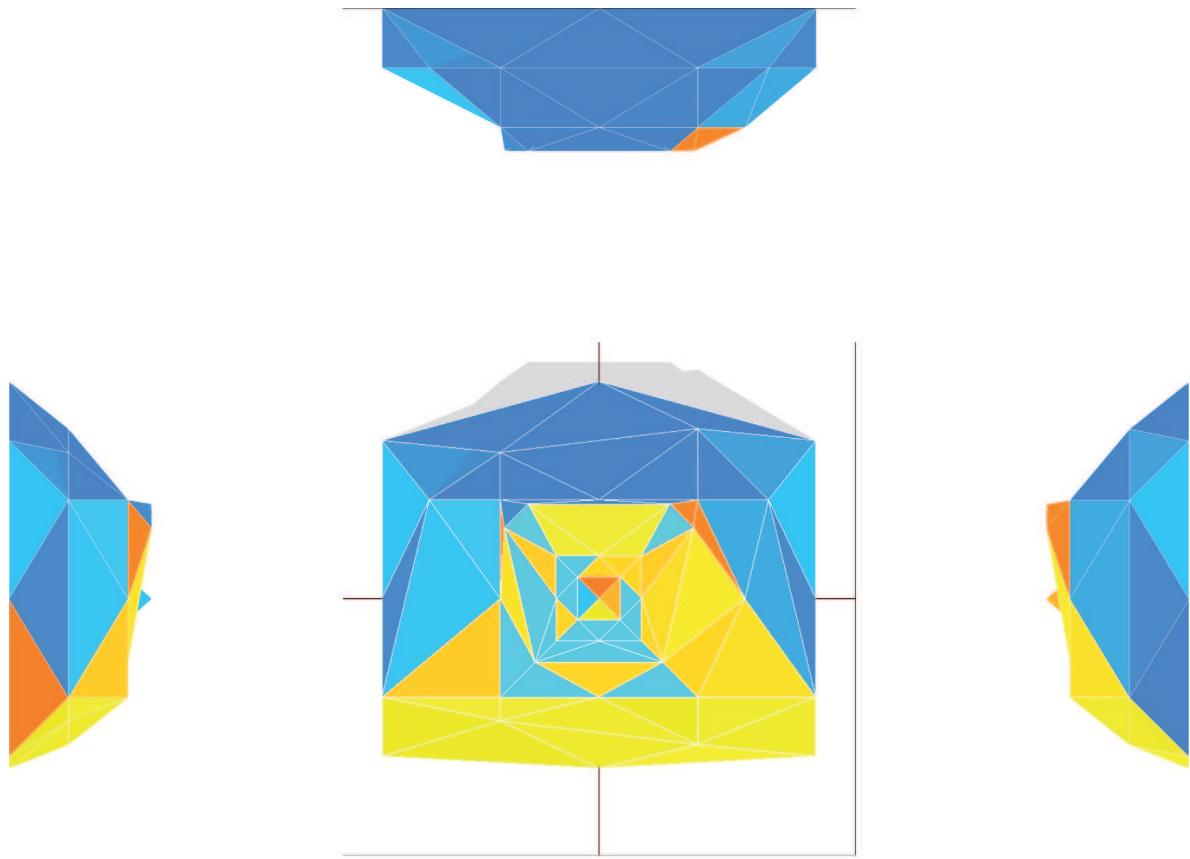
On note BI : base de données initiale et BM : base de données moyennée.

	Dir./S	Dif./S	Ref./S	Tot./S
Référence - solution 1 ($\times 10^3$)	256	250	19	526
Evaluation de la solution 2 avec 4 journée et BM ($\times 10^3$)	253	234	14	501
Écart relatif par rapport à la solution 1	-1.33%	-6.57%	-25.62%	-4.70%
Evaluation de la solution 2 avec 12 journées types et BI ($\times 10^3$)	263	245	15	523
Écart relatif par rapport à la solution 1	2.67%	-2.32%	-22.25%	-0.61%
Écart relatif de l'évaluation avec 4 jours et BM par rapport à celle avec 12 jours et BI	-3.90%	-4.34%	-4.34%	-4.12%
Evaluation de la solution 2 avec 4 jours et base non moyennée ($\times 10^3$)	305	264	16	585
Écart relatif par rapport à l'évaluation avec 12 jours et BI	15.89%	8.09%	8.09%	12.02%

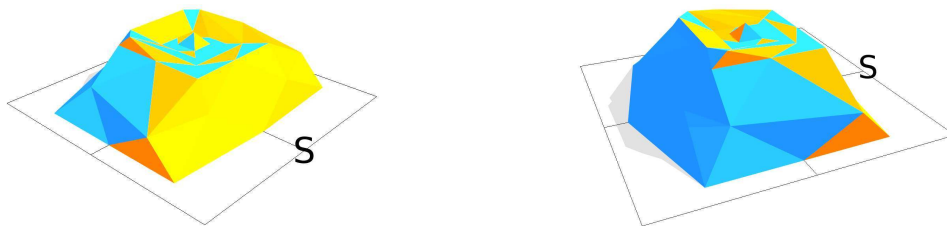
TAB. 3.2.4 – *Comparaison des performances en termes d'énergie produite par surface de la solution 1 et 2 dans différentes configurations d'évaluation.*

Conclusions :

- Lorsqu'on évalue la solution 2 avec 4 jours et base de données moyennée, on sous-estime toutes ces quantités d'environ 4% par rapport à l'évaluation effectuée avec 12 journées types et la base de données initiale.
- Si la base de donnée n'est pas moyennée et on se contente d'utiliser les 4 dates pour évaluer l'individu, alors on surestime toutes les quantités de 8 à 16%
- Lorsque l'optimisation est effectuée avec 4 journées types de calcul et base de données moyennée, l'individu optimal obtenu a des performances globalement semblables à celle d'un individu obtenu par optimisation avec 12 journées types de calcul et base de données initiale. En effet, si on évalue cet individu avec



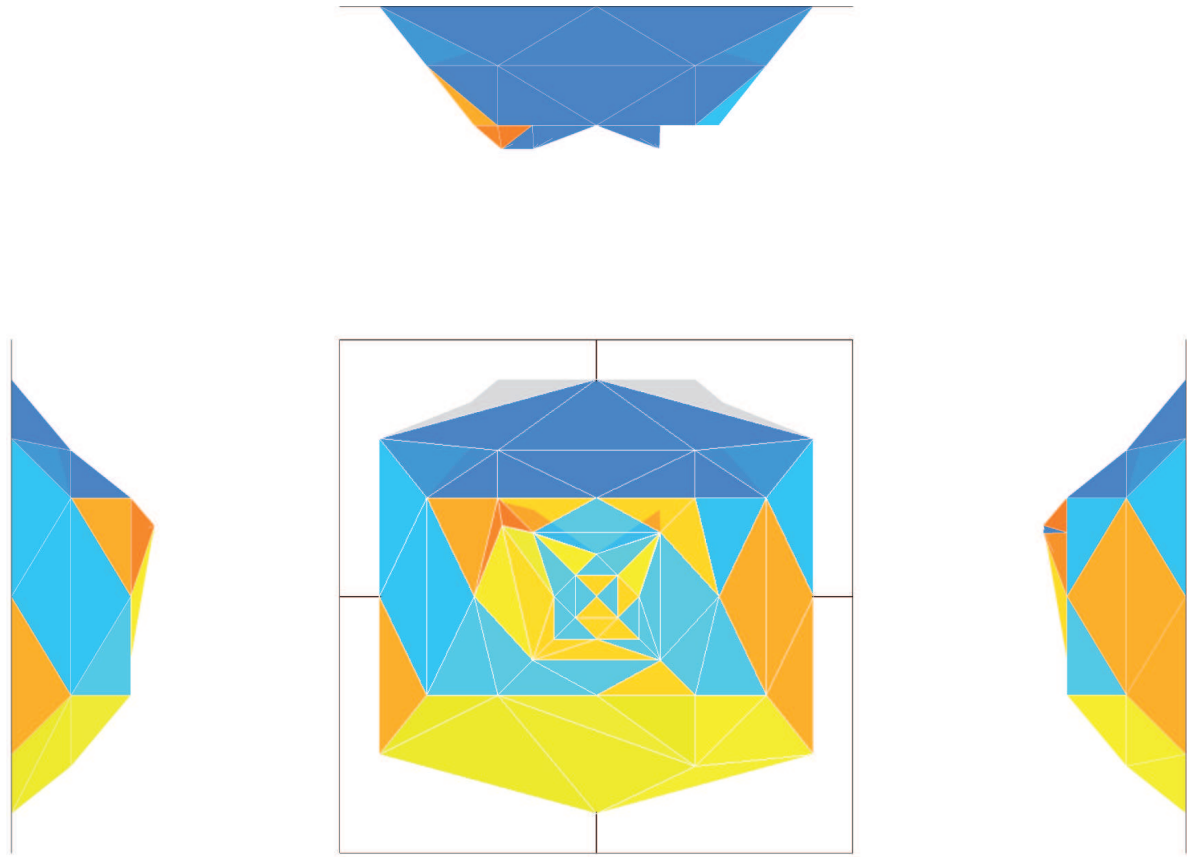
(a) *Présentation de la géométrie en vue éclatée*



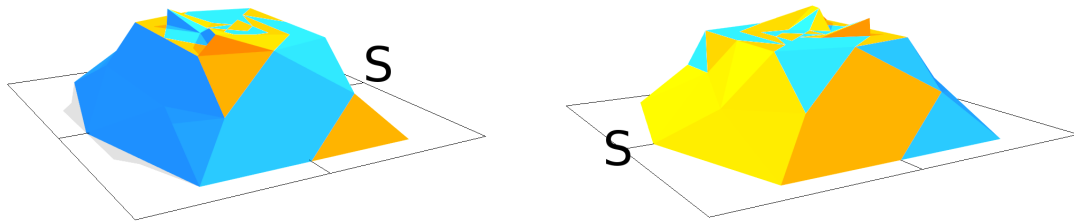
(b) *Vues en perspective*

FIG. 3.2.1 – *Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec 12 jours d'évaluation par an et une base de données complète*

la base de donnée réduite (4 jours, données moyennées), l'écart par rapport à l'individu optimal de la solution 1 pour l'énergie totale est de -6.32%. Cependant, il semble plus adéquat de comparer les performances de ces individus dans les mêmes conditions, c'est-à-dire les évaluer avec la même base de données, initiale,



(a) *Présentation de la géométrie en vue éclatée*



(b) *Vues en perspective*

FIG. 3.2.2 – *Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec 4 jours d'évaluation par an et une base de données moyennée*

et le même nombre de jours de calcul : 12. Dans ces conditions l'écart sur l'énergie produite totale est de -2.14% seulement. Et l'écart sur l'énergie totale par unité de surface est de -0.61%. On peut donc dire que les deux ont globalement des performances identiques. Par contre, dans les détails, la répartition de l'énergie

	Dir.	Dif.	Réfl.	Tot.
Référence - solution 1 ($\times 10^6$)	3891	3800	289	7979
Évaluation de la solution 2 avec 4 journée et BM ($\times 10^6$)	3774	3490	211	7475
Écart relatif par rapport à la solution 1	-3.01%	-8.15%	-26.89%	-6.32%
Évaluation de la solution 2 avec 12 journées types et BI ($\times 10^6$)	3933	3654	221	7809
Écart relatif par rapport à la solution 1	1.09%	-3.83%	-23.44%	-2.14%
Écart relatif de l'évaluation avec 4 jours et BM par rapport à celle avec 12 jours et BI	-4.05%	-4.50%	-4.50%	-4.28%
Évaluation de la solution 2 avec 4 jours et base non moyennée ($\times 10^6$)	4558	3950	239	8747
Écart relatif par rapport à l'évaluation avec 12 jours et BI	15.89%	8.09%	8.09%	12.02%

TAB. 3.2.5 – *Comparaison des performances en termes d'énergie produite totale de la solution 1 et 2 dans différentes configurations d'évaluation.*

entre direct, diffus et réfléchi n'est pas exactement la même. La solution trouvée dans le deuxième cas privilégie d'avantage le direct.

- Si on compare les performances des meilleurs individus sur les 50 dernières générations (résultats non présentés ici mais obtenus sur l'optimisation dans le cas 2), l'écart sur l'énergie totale par surface se situe entre +1% et -1% par contre la répartition entre direct, diffus et réfléchi peut varier d'avantage : -7% à +2% pour le direct, -6% à +8% pour le diffus et -1% +15% pour le réfléchi. Il n'est donc pas étonnant de trouver des écarts importants dans le détail de la répartition entre différentes composantes du rayonnement.

Pour conclure : on peut utiliser une base climatique réduite à condition de faire les moyennes autour des dates choisies.

3.3 Validation de l'optimisation

3.3.1 Description du cas d'optimisation

Cette section permettra de vérifier si l'optimisation est réalisée correctement et si elle conduit à la géométrie optimale qu'on peut prévoir "intuitivement". Le premier cas test défini consiste à optimiser une forme dans les conditions suivantes :

- Contrainte extérieure 200*200*200 (L*P*H)
- Contrainte intérieure 100*100*150 (L*P*H)
- Orientation 0
- Un seul type de panneaux avec les rendements suivants : rendement direct = 0 = rendement réfléchi et rendement diffus = 1
- Orientation du Soleil fixe à n=162 (mi-juin), 12h50 (Soleil haut dans le ciel, au Sud)

Il est important de souligner que l'objectif de l'optimisation ici est de maximiser l'énergie totale et non l'énergie divisée par la surface de l'enveloppe.

Un certain nombre de paramètres pourra être ajusté afin de définir les "bonnes" conditions d'optimisation :

1. Le rapport entre le nombre de points de discrétisation (et donc nombre de gènes, nombre de chromosomes), le nombre de possibilités de valeurs prises par les gènes décrivant l'individu et le nombre d'individus dans une génération
2. Le nombre de populations et le temps d'isolement adéquats
3. Le nombre de générations nécessaires pour atteindre l'optimum
4. Probabilité de crossover
5. Probabilité de mutation (la shift probability ([2],[1] et [3]) a été fixée à zéro à cause de la structure des données spécifique utilisée dans notre approche)
6. Opérateur de sélection (Roulette ou Tournoi)
7. La pression de la fonction fitness
8. Avec ou sans élitisme

Dans cette procédure de validation du logiciel, le choix a été fait de ne pas utiliser, dans un premier temps, l'option d'élitisme. Cette option permet en effet de conserver le meilleur individu d'une génération à une autre. Cette option permet, dans un certain nombre de cas d'accélérer le processus d'optimisation et d'arriver à l'optimum en moins de générations. Dans le chapitre suivant présentant des cas d'optimisation non intuitifs, cette option a été activée et l'optimisation a été menée avec l'élitisme.

La forme qui apparaît "intuitivement" comme optimale est le cube correspondant à la contrainte maximale. On vérifie d'abord que cette forme conduit effectivement à un score maximal. Pour cela une approche en coupe simplifiée est adoptée. Trois géométries alternatives sont étudiées. L'influence des différents paramètres géométriques décrivant ces formes sur les résultats en termes de score évaluées. Pour évaluer l'énergie qui serait reçue sur une telle géométrie sous forme de rayonnement diffus, on considère qu'elle serait proportionnelle à la surface de chaque face plane multipliée par un facteur correspondant à la part de ciel vue. Il s'agit dans le cas présent de l'étude simplifiée de la longueur de chaque segment et de l'angle plan de ciel vu depuis le milieu de chaque segment respectivement.

3.3.2 Recherche de paramètres d'optimisation adéquats

Comme mentionné précédemment, il s'agit dans cette partie de réaliser des optimisations de géométrie en faisant varier les paramètres d'optimisation (probabilité de crossover, de mutation etc.) afin de vérifier que l'optimisation avec cet algorithme génétique conduit bien à la solution optimale et afin de déterminer les paramètres d'optimisation adéquats à utiliser dans les cas plus complexes.

Le tableau de la figure 3.3.1 résume les différents essais qui ont été réalisés. Les paramètres d'optimisation à ajuster sont :

- Nombre de populations évoluant ensemble (ce qui détermine le nombre d'individus dans chaque génération)
- Nombre de générations maximal
- Probabilité de cross-over
- Probabilité de mutation
- Opérateur de sélection
- Pression de la fonction fitness

Paramètres d'optimisation/Essai d'optimisation	1	2	3	4	2bis	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Nombre de points de discrétisation (Nd)	45	45	85	45	45	45	13	37	37	37	45	85	85	85	85
Nombre d'individus dans une population	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000	2000
Nombre de populations	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	3	2
Temps d'isolement	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Nombre de générations	400	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1200	1000	2000	1000	2000	2000
Probabilité de crossover	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
Probabilité de mutation	0.0005	0.002	0.0005	0.002	0.002	0.0005	0.002	0.002	0.01	0.006	0.01	0.02	0.01	0.01	0.01
Opérateur de sélection: 1 - roulette; 2 - tournoi	1	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Pression de la fonction fitness	0.7	0.5	0.7	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
Elitisme	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non	non
Nombre d'individus total / Nd	44.4	44.4	23.5	44.4	44.4	44.4	153.8	54.1	54.1	54.1	44.4	23.5	47.1	70.6	47.1
Résultats															
écart relatif du score par rapport à celui de la géométrie de référence	-5.9%	-1.6%	-5.0%	-4.1%	-2.3%	-6.1%	0.1%	-2.3%	0.6%	-0.2%	1.5%	-4.5%	1.8%	1.5%	1.3%

FIG. 3.3.1 – Tableau résumant les paramètres d'optimisation utilisés dans différents essais et les résultats obtenus

Le tableau de la figure 3.3.1 montre que pour certains jeux de paramètres d'optimisation, l'algorithme ne mène pas à la solution optimale. En effet il permet de trouver une bonne solution (l'écart relatif entre le score de la solution obtenue et celui de la solution optimale attendue est de l'ordre de 5%) mais la géométrie ne correspond pas à celle qui est attendue. Ces différents essais ont permis de déceler les paramètres principaux qui contrôlent, dans notre cas, le bon déroulement de l'optimisation. Il s'agit d'une part du rapport entre le nombre de points de discrétisation et le nombre d'individus dans une population (plus il y a d'individus, meilleurs sont les résultats) et d'autre part la probabilité de mutation.

Il semble raisonnable de croire que les mutations permettent de compenser le manque d'informations génétiques contenues dans la population de départ (qui n'est pas constituée d'un nombre suffisant d'individus).

Cette étude a permis de valider l'optimisation, car avec un jeu de paramètres adéquats, le programme permet de retrouver la forme optimale attendue. D'autre part elle nous indique les bons paramètres à utiliser dans le cas d'optimisations plus complexes : il s'agira d'augmenter le nombre d'individus et/ou la probabilité de mutation (cependant celle-ci ne dépassera pas 0.01).

BIANCA ne permet d'augmenter à l'infini le nombre d'individus dans une population. Pour contourner ce problème, on pourra utiliser plusieurs populations en parallèle. Le logiciel est donc prêt pour des cas d'optimisation plus complets.

3.3.3 Etude de formes alternatives

Première forme alternative : inclinaison des façades latérales

La forme est contrôlée par un paramètre : a' qui correspond à la profondeur de l'inclinaison des façades latérales comme décrit dans la figure 3.3.2 (a). Sans rentrer dans les détails de calculs, le graphique de la figure 3.3.2 (b) présente l'évolution de l'énergie reçue par rapport à a' .

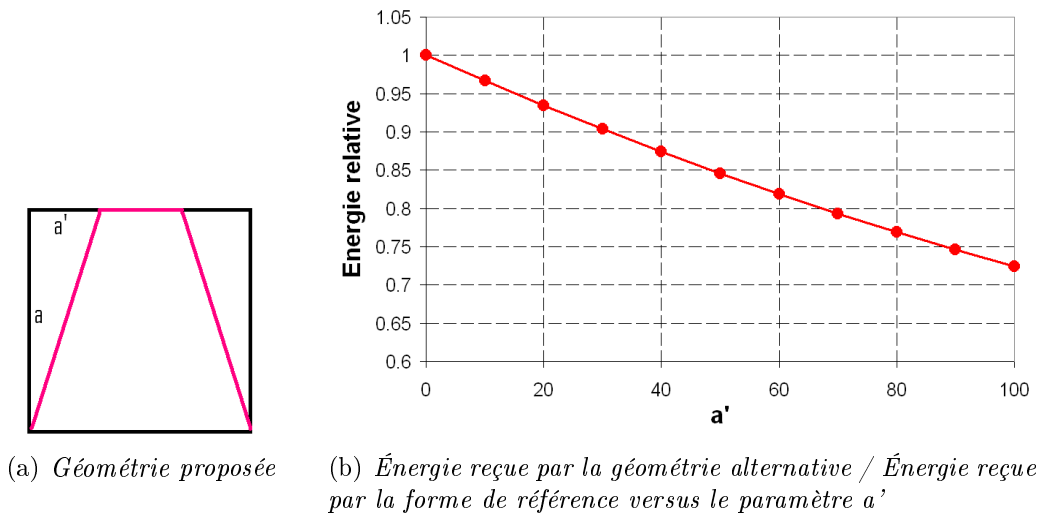


FIG. 3.3.2 – Première forme alternative envisagée pour le cas d'optimisation "intuitive"

Dans ce cas l'énergie est décroissante en fonction du paramètre a' . Cela signifie que la forme optimale est le carré correspondant à la contrainte maximale.

Deuxième forme alternative : creux au centre du toit

Un paramètre contrôle la géométrie de cette forme alternative, présentée dans la figure 3.3.3 (a) : h , qui est la profondeur du creux. De la même manière que précédemment, l'évolution de l'énergie reçue en fonction du paramètre h est présentée dans la figure 3.3.3 (b).

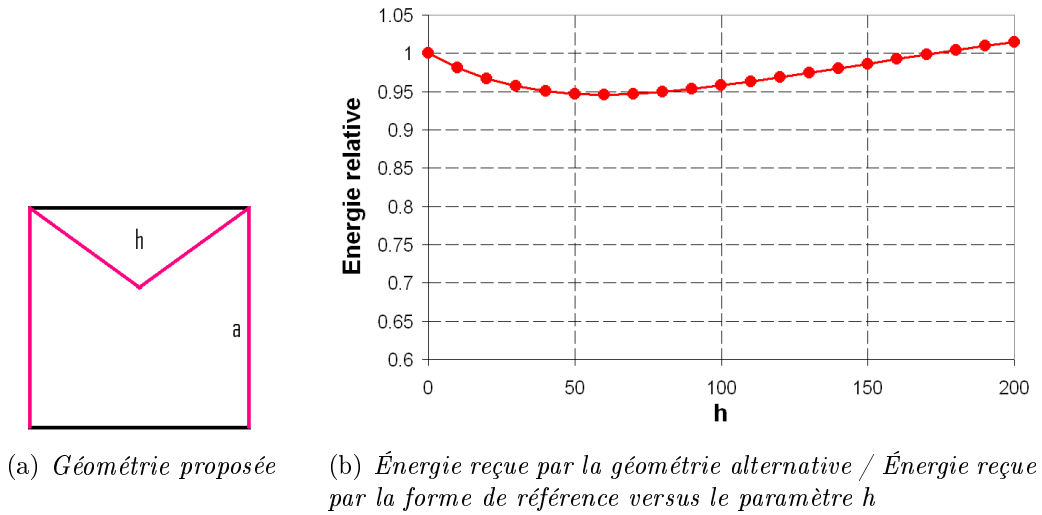


FIG. 3.3.3 – Deuxième forme alternative envisagée pour le cas d'optimisation "intuitive"

Dans ce cas-là l'énergie est d'abord décroissante en fonction de h puis elle est croissante et, pour des valeurs de h supérieures à 150, l'énergie reçue serait supérieure à celle que reçoit un carré sans creux. Les deux géométries potentiellement optimales sont représentées dans la figure 3.3.4.

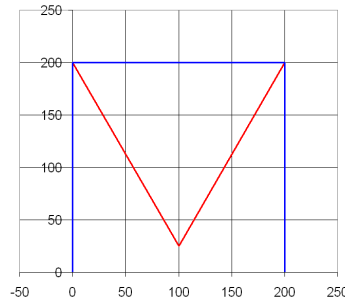
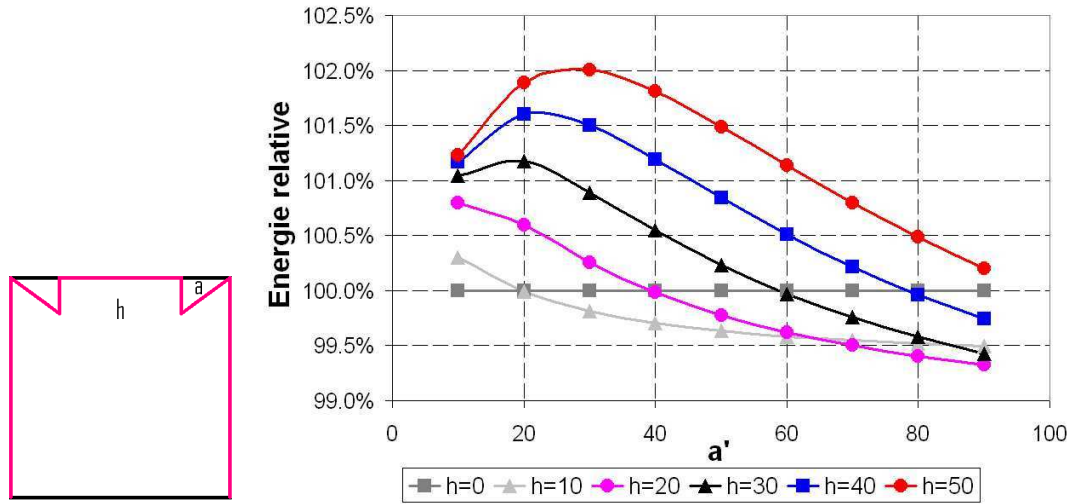


FIG. 3.3.4 – Bleu : géométrie de référence. Rouge : géométrie alternative donnant les mêmes performances que la géométrie de référence

En bleu on représente le cube maximal et en rouge la forme alternative qui donnerait le même score. En pratique, lors de l'optimisation de forme, le creux du toit ne peut pas être aussi profond car la contrainte intérieure limite la hauteur des points décrivant le toit. Dans l'optimisation le facteur h ne peut pas aller au-delà de 50. Ceci signifie que le cube reste toujours la forme optimale.

Troisième forme alternative

La troisième forme alternative est représentée par le schéma de la figure 3.3.5 (a). Elle est contrôlée par deux paramètres : h - la profondeur du creux autour de la plateforme centrale et a' - la largeur de la bande inclinée autour de la plateforme. De même que précédemment, on représente l'énergie reçue par cette forme en fonction des différents paramètres. Chaque courbe de la figure 3.3.5 (b) représente l'évolution de l'énergie reçue en fonction de a' pour une valeur de h fixée.



(a) Géométrie proposée (b) Énergie reçue par la géométrie alternative / Énergie reçue par la forme de référence pour différentes valeurs des paramètres h et a'

FIG. 3.3.5 – Troisième forme alternative envisagée pour le cas d'optimisation "intuitive"

Dans ce cas nous observons que la forme optimale n'est plus nécessairement le cube simple mais une forme avec une bande inclinée et une plateforme centrale surélevée. La représentation de cette forme est donnée dans la figure 3.3.6.

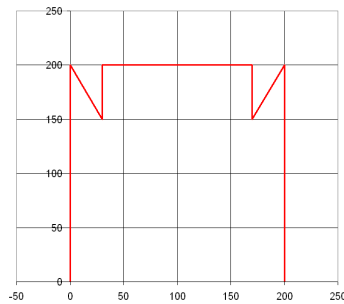


FIG. 3.3.6 – Géométrie alternative donnant de meilleures performances que la géométrie de référence

Il faut rappeler ici que l'objectif de l'optimisation est de maximiser l'énergie totale produite par l'enveloppe et non l'énergie divisée par la surface. Cela signifie que dans certains cas, des formes plus complexes peuvent émerger. Les aspérités de ces formes créent des surfaces de captage supplémentaires et permettent d'atteindre des scores supérieurs. La troisième forme alternative envisagée présente ce type d'aspérité mais ne

constitue qu'une solution (une famille de formes) parmi de nombreuses autres permettant, au travers de la complexité de forme, d'atteindre des scores supérieurs à ceux du cube simple. Cela signifie qu'on ne connaît pas, a priori, la forme optimale à laquelle on devrait s'attendre dans ce cas d'optimisation.

Cependant, la discrétisation de la forme proposée dans SolarOptiForm et la description géométrique de celle-ci limite considérablement le nombre de formes qui peuvent effectivement émerger à travers l'optimisation. Ce nombre de possibilités est lié en premier lieu au nombre de points de discrétisation de la forme. Moins il y a de points de discrétisation, plus les formes qui peuvent émerger seront simples. D'autre part le fait que chaque point de discrétisation ne puisse prendre qu'un nombre limité de positions sur une trajectoire droite, limite également les formes pouvant être prises lors de l'optimisation. Par exemple, la forme alternative 3 (figure 3.3.5 (a)) ne pourra être atteinte que s'il existe un nombre suffisant de points de discrétisation ayant des trajectoires qui leur permettent de se placer sur le contour défini, ce qui est loin d'être le cas pour un nombre de points de discrétisation limité. Au mieux, la forme pourra-t-elle s'approcher de la géométrie alternative 3 sans l'atteindre, si le nombre de points n'est pas suffisant. Dans le cas où le nombre de points de discrétisation serait très important (infini ?) on pourrait donc s'attendre à trouver des formes plus complexes que celles obtenues ici. Dans le chapitre suivant présentant les différents cas d'optimisation, il a été décidé de travailler avec la fonction-objectif sous forme d'énergie produite par surface d'enveloppe. Cela permet de réduire le nombre de formes présentant un score similaire.

Pour conclure, nous savons que dans ce cas d'étude (rayonnement uniquement diffus, soleil fixe, orientation nulle), la forme optimale est soit le cube correspondant à la contrainte maximale soit, lorsque le nombre de points de discrétisation le permet, une forme complexe (troisième forme alternative ou une géométrie qui s'en rapproche). Pour les essais où le nombre de point est inférieur à 45, on s'attendra à obtenir la contrainte maximale (cube) et pour les essais où le nombre de points est supérieur ou égal à 45, on s'attendra à obtenir une forme plus complexe.

Prenons l'exemple d'essais d'optimisation avec 37 points de discrétisation. La forme optimale attendue est présentée dans la figure 3.3.7.

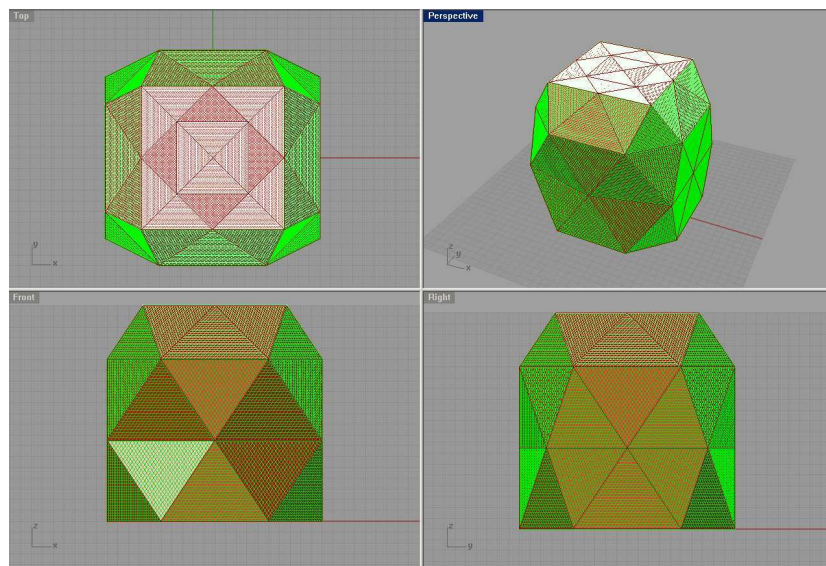


FIG. 3.3.7 – Géométrie attendue pour une optimisation avec 37 points de discrétisation

L'essai 7 (voir tableau 3.3.1 de la section 3.3.2 pour les différents paramètres d'optimisation) dont le score n'est que de 2.27% inférieur à celui de la forme optimale donne la solution présentée dans la figure 3.3.8.

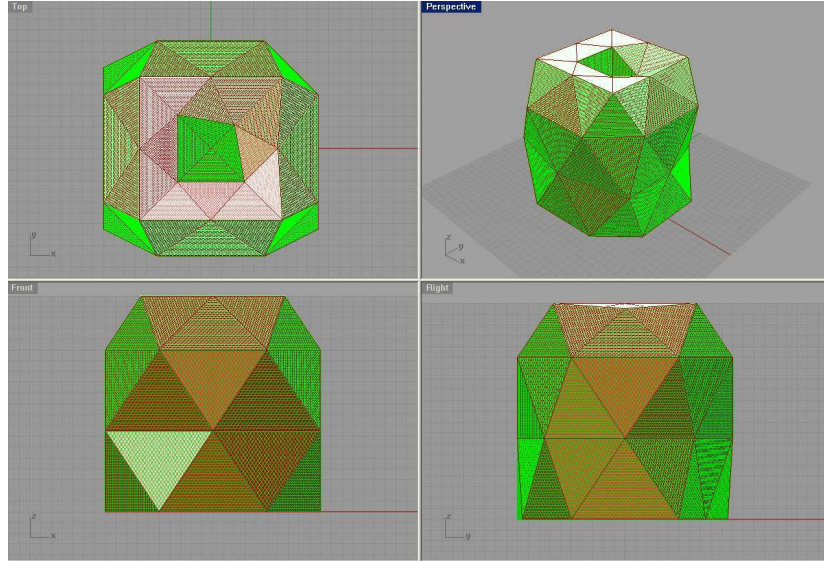


FIG. 3.3.8 – *Géométrie optimisée avec 37 points de discrétisation et les paramètres d'optimisation de l'essai 7*

Alors que l'essai 8 (voir tableau 3.3.1 pour les différents paramètres d'optimisation) donne pratiquement la solution optimale, comme montré dans la figure 3.3.9

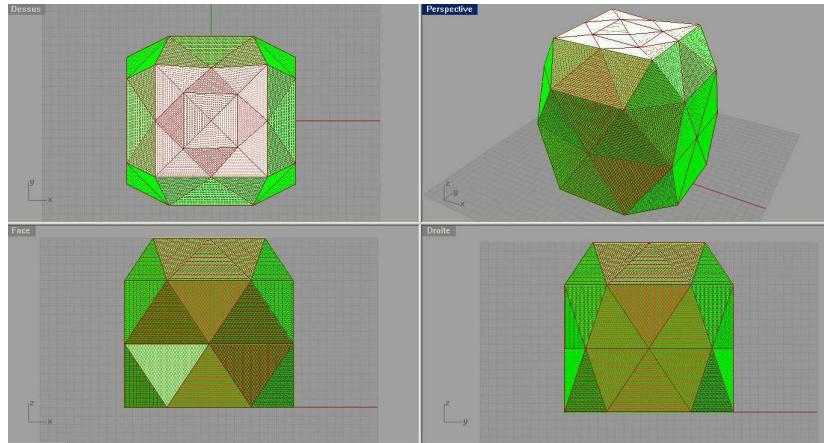


FIG. 3.3.9 – *Géométrie optimisée avec 37 points de discrétisation et les paramètres d'optimisation de l'essai 8*

De la même manière on peut comparer les résultats d'optimisation avec 45 points de discrétisation. La géométrie correspondant à la contrainte maximale est donnée dans la figure 3.3.10 et celle obtenue pour le cas 10 (décrit dans le tableau 3.3.1) - dans la figure 3.3.11. La solution optimisée présente une géométrie complexe, qui se rapproche de la géométrie alternative 3 envisagée et donne un score supérieur au score de la solution de référence (avec la géométrie du cube simple) de 1.5%. Ceci montre d'une part que

l'optimisation s'effectue correctement (on trouve des meilleures solutions) et que la solution optimale que l'algorithme permet de trouver dépend fortement du nombre de points de discrétisation de la géométrie puisque celui-ci détermine la famille de formes de la solution. Ainsi les solutions proposées dans ces travaux ne donnent pas LA forme optimale absolue mais, dû aux limitations géométriques, une "bonne" forme à l'intérieur d'une famille de formes pré-déterminée.

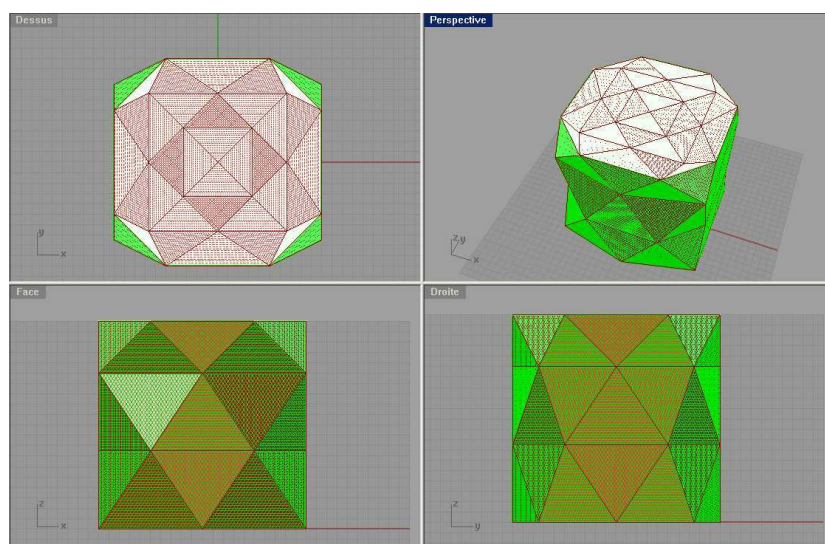


FIG. 3.3.10 – *Géométrie de référence avec 45 points de discrétisation*

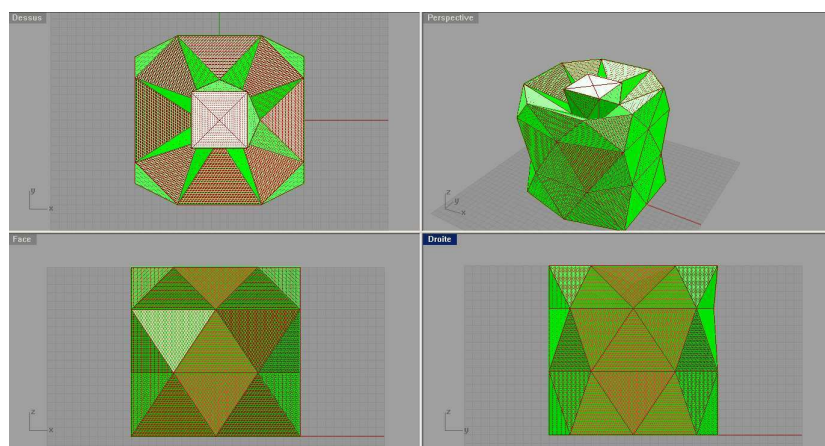


FIG. 3.3.11 – *Géométrie de référence avec 45 points de discrétisation*

3.4 Conclusions

L'enveloppe protectrice et captatrice dérive d'un concept pré-existant de façade double peau et d'une volonté d'explorer sa liberté relative de géométrie pour l'optimiser dans un objectif de maximiser la production d'énergie par cette enveloppe. Pour cela l'enveloppe est libérée de ces autres fonctions : isolation, structure, étanchéité. Elle

n'assure que la fonction de production d'énergie. Ce cadre de travail permet dans un premier temps d'explorer le potentiel solaire de l'enveloppe d'un bâtiment.

Bien que différentes sources d'énergie soient accessibles via l'enveloppe du bâtiment : énergie éolienne et solaire parmi d'autres, dans le cadre de ce travail, seule l'énergie solaire a été envisagée comme source pour la production d'énergie par l'enveloppe. L'énergie solaire arrive sur l'enveloppe sous trois formes de rayonnement qui diffèrent à la fois par leur spectre, le flux d'énergie qu'ils transportent et la manière dont ils se propagent. Il s'agit du rayonnement direct, diffus et réfléchi. Les différentes caractéristiques de ces formes de rayonnement ont été explorées dans le chapitre "Introduction : Enveloppes comme dispositif de captage d'énergie". Dans ce chapitre les hypothèses de calcul ont été explicitées.

Afin de mener à bien le processus d'optimisation de l'enveloppe, un outil spécifique a été créé : SolarOptiForm. Cet outil permet d'optimiser la géométrie de l'enveloppe et la répartition des panneaux capteurs à sa surface dans l'objectif de maximiser la production d'énergie sur une période de temps donnée. La construction de cet outil, sa structure et les hypothèses sous-jacentes ont été présentées dans le chapitre "Création de SolarOptiForm". Cet outil utilise pour l'optimisation un algorithme génétique, BIANCA.

Ensuite différents aspects de l'outil ont été validés. Premièrement la validation du processus de quantification d'énergie qui arrive sur l'enveloppe a été effectuée. Pour cela cette énergie a été calculée analytiquement dans le cas d'enveloppe de géométrie simple et cette quantité a été comparée à celle calculée par SolarOptiForm. Il a été conclu que les écarts observés résultaient de différences entre les géométries évaluées par les deux méthodes et non d'erreurs dans SolarOptiForm.

Deuxièmement, la discrétisation temporelle utilisée pour le calcul d'énergie reçue et produite a également été validée. Pour cela les résultats d'optimisations avec une discrétisation fine et large ont été comparés. Lorsque la discrétisation est fine, les temps de calculs deviennent importants, l'utilisation d'une discrétisation plus large est alors préférable. Cependant, un maillage dans le temps plus lâche conduit inévitablement à des écarts, des imprécisions. Les résultats du chapitre "Validation de SolarOptiForm" ont montré que l'erreur commise lors de l'utilisation d'un maillage plus large, était acceptable.

La dernière étape consistait à valider le processus d'optimisation lui-même et vérifier qu'il conduit correctement à l'optimum. Pour cela l'optimisation a été menée dans un cas où l'optimum recherché était connu et la géométrie triviale. Les résultats ont montré que SolarOptiForm donnait bien la solution attendue dans la limite d'écarts acceptables.

La validation ayant montré un fonctionnement du logiciel adéquat, il sera appliqué, dès le chapitre suivant "Optimisations d'enveloppes, comparaison dans différents environnements", dans des conditions d'optimisation variées afin de déceler des stratégies géométriques et de répartition des panneaux adaptées à différents contextes.

Bibliographie

- [1] M. Montemurro, P. Vannucci, and A. Vincenti. BIANCA, a Genetic Algorithm for Engineering Optimisation - User guide. 2012.
- [2] M. Montemurro, A. Vincenti, and P. Vannucci. A Two-Level Procedure for the Global Optimum Design of Composite Modular Structures - Application to the

Design of an Aircraft Wing. *Journal of Optimization Theory and Applications*, 155 :24–53, 2012.

- [3] A. Vincenti, M.R. Ahmadian, and P. Vannucci. BIANCA : a genetic algorithm to solve hard combinatorial optimisation problems in engineering. *Journal of Global Optimisation*, 48 :399–421, 2010.

Chapitre 4

Optimisations d’enveloppes, comparaison dans différents environnements

Sommaire

4.1	Revue bibliographique sur l’optimisation de la géométrie de bâtiments	103
4.2	Optimisation saisonnière	105
4.2.1	Description des conditions d’optimisation	105
4.2.2	Résultats des optimisations saisonnières	106
4.3	Optimisation géographique sur toute l’année	110
4.3.1	Description des conditions d’optimisation	110
4.3.2	Résultats d’optimisation géographique sur l’année entière . . .	111
4.4	Optimisation géographique sur l’été uniquement	115
4.5	Optimisation avec des obstacles variables	119
4.5.1	Description des conditions d’optimisation	119
4.5.2	Résultats d’optimisations avec différents obstacles	120
4.5.3	Modification de l’ombrage	127
4.6	Conclusions et perspectives	128

Dans cette partie, après une brève revue bibliographique des approches d'optimisation de la géométrie de bâtiments, différents cas d'optimisations seront présentés. Leur objectif est de démontrer des tendances claires de stratégie de génération de forme et de répartition des panneaux capteurs dans des environnements donnés. Les cas d'optimisation choisis sont arbitraires, ils présentent des situations typiques simplifiées bien distinctes qui permettent de mettre en exergue ces stratégies. On comparera d'abord les stratégies d'optimisation adoptées en hiver à celles adoptées en été. Puis on comparera (dans la deuxième section) les résultats d'optimisations dans des climats très distincts : ceux d'Oslo et de Tunis. Deux configurations seront examinées : optimisation sur l'année entière et optimisation sur la période d'été uniquement. Dans la dernière section seront présentés et discutés les résultats d'optimisations pour un bâtiment étudié partiellement masqué par un obstacle proche. Les conséquences de diverses géométries de cet obstacle sur la forme de l'enveloppe et la distribution des panneaux seront discutées. On examinera également les conséquences de la modification de la géométrie de l'obstacle sur les performances d'une enveloppe optimisée pour un obstacle différent.

4.1 Revue bibliographique sur l'optimisation de la géométrie de bâtiments

Des approches d'optimisation de forme de bâtiment par rapport à l'ensoleillement sont, pour l'heure, peu nombreuses dans la littérature. Les premières approches consistaient à optimiser l'orientation du bâtiment (avec une géométrie donnée) sur le site par rapport à la course du Soleil locale. Le projet Two Journey Medical Plaza à Aliso Viejo par l'agence architecturale LPA [6] en est un exemple. Dans ce cas la géométrie du bâtiment est fixée préalablement et le nombre de paramètres à optimiser est réduit (orientation du bâtiment). Cependant la fonction-objectif associée à une telle optimisation peut être discontinue. Lorsque la fonction-objectif est (comme dans notre cas) l'énergie produite par l'enveloppe ou (comme dans l'exemple présenté) la quantité d'énergie reçue sur le bâtiment, les discontinuités peuvent être dues à la complexité de l'environnement du bâtiment étudié : présence d'obstacle et course du Soleil. En effet, lorsque l'orientation du bâtiment varie, certaines façades peuvent brusquement se retrouver à l'ombre, créant un saut dans l'énergie reçue. Dans ce cas les méthodes classiques de descente de gradient sont inutilisables et d'autres méthodes doivent être employés [10].

Les algorithmes génétiques font parti de telles stratégies d'optimisation. Pour utiliser ces algorithmes deux composantes essentielles sont nécessaires : la description géométrique du bâtiment et un outil d'évaluation des performances. Dans l'exemple exploratoire proposé par l'agence architecturale Skidmore, Owings and Merrill [9] une tour placée dans un contexte urbain est optimisée afin de maximiser l'énergie solaire incidente. Pour cela la tour est décrite par 5 niveaux d'étages de base elliptique où la position du centre ainsi que la longueur du grand et petit axes sont des paramètres à optimiser. Pour l'évaluation des performances, un outil commercial Ecotect, a été utilisé. Puis un algorithme génétique programmé en interne a été employé pour l'optimisation.

La recherche de solutions à l'intérieur d'un groupe de géométries donnée a été (et l'est toujours) l'étape suivante dans l'évolution des approches d'optimisation de la géométrie des bâtiments. C'est notamment le cas dans le logiciel GENE_ARCH [1] qui permet de réaliser des optimisations multi-critères incluant lumière du jour, consommation

énergétique et analyse du cycle de vie. Les solutions possibles sont paramétrées et la recherche de l'optimum est effectuée au moyen d'un algorithme évolutionnaire. Ce logiciel permet notamment de concevoir une façade de bâtiment (dimensionnement et position des ouvertures) ou une géométrie de bâtiment par assemblage de volumes prédéfinis.

Les travaux menés à l'EPFL s'insèrent également dans cette optique. L'article [4] présente notamment l'optimisation de la morphologie d'une ville représentée par une série de Fourier, périodique. L'utilisation de cette série permet de réduire le nombre de paramètres décrivant une géométrie complexe. L'objectif d'une telle optimisation est de maximiser l'énergie solaire reçue sur toute la surface. Cette énergie est évaluée par le logiciel RADIANCE. Dans l'article [3], la morphologie d'une grille manhattanienne est optimisée sous forme de hauteur de chacun des bâtiments. La géométrie individuelle de chacun des bâtiments est un parallélépipède rectangle. Dans ce même article un autre cas d'optimisation est présenté : l'optimisation de l'installation photovoltaïque d'une extension d'un manoir. Les panneaux capteurs sont installés sur les toits en pente de l'extension. Ces toits sont un assemblage de surfaces triangulaires. La position des sommets de ces triangles permet d'orienter les panneaux. Seule la hauteur de ces points varie dans l'optimisation. Dans un autre article [5] les auteurs présentent un exemple d'optimisation d'une typologie de bâti : les maisons en bande. Un groupe de maison est optimisé de telle sorte à maximiser le rayonnement solaire reçus sur ceux-ci. Différents arrangements sont étudiés : toits plats, toits en pente, organisation autour de cours. A la fois la hauteur et la disposition des maisons est optimisée.

Un exemple où la géométrie à optimiser est plus "libre" peut être trouvé dans les travaux faits au MIT [7]. Dans ce cas c'est la géométrie et la composition d'une façade (dont la base est plane) qui est optimisée. Une approche multi-critère est employée. Les critères d'optimisation sont la lumière naturelle, les vues (transparence de la façade), l'efficacité thermique de la façade, l'économie de construction et les performances structurales du système. La géométrie de la façade est décrite comme un réseau hexagonal rempli de panneaux. La position des nœuds du réseau est contrôlée par un nombre réduit de points de contrôle.

Une étude récente qui se rapproche le plus de la méthode d'optimisation et de description géométrique adoptée dans le présent travail est donnée dans les articles [11] et [12]. Dans ces articles des optimisations de la géométrie d'un bâtiment sont menées dans le but de minimiser les échanges thermiques avec l'extérieur et de réduire, par conséquent, les consommations énergétiques du bâtiment étudié. Même si l'objectif d'optimisation diffère de celui visé dans le travail présenté ici, la méthode d'optimisation (algorithme génétique) et description géométrique sont similaires. Pour décrire la géométrie du bâtiment, une méthode de morphing est utilisée. Cela signifie que la géométrie du bâtiment est décrite par un nuage de points formant une surface. La position de ces points de description résulte du déplacement d'un nombre limité de points de contrôle (en cela, la méthode est différente de la nôtre), dont la position constitue les paramètres d'optimisation. L'optimisation est ensuite couplée avec des logiciels de mécanique des fluides et simulation thermique pour évaluer les individus. Le bâtiment étudié est placé en site occupé, les bâtiments alentours créent des perturbations dans l'écoulement de l'air ainsi que des ombres. L'optimisation mène à des géométries complexes qui n'auraient pu émerger des approches décrites plus haut.

Les formes tridimensionnelles complexes comme alternative aux systèmes photovoltaïques suiveurs, trop chers à l'installation et entretien, ont également été proposées

par l'équipe du MIT dans leur projet de tours en accordéon en mars 2012 [8]. Ce projet a démontré qu'avec une combinaison de géométries simples des supports de panneaux photovoltaïques, la quantité d'énergie reçue sur ceux-ci pouvait être augmentée d'un facteur 2-20 par rapport à celle captée par des surfaces planes en environnement exigü. Le pavillon Endesa présenté par l'Institut d'Architecture Avancée de Catalogne au Congrès Smart City [2] suit la même logique. Dans ce projet le pavillon est composé de modules solaires dont la morphologie a été paramétrisée (inclinaison des panneaux et avancée des casquettes). Les paramètres de chaque module solaire ont ensuite été optimisés suivant la position du module sur le pavillon (la valeur des paramètres diffère suivant l'orientation par exemple) afin de s'adapter parfaitement aux conditions d'ensoleillement. Le résultat est un pavillon hérissé de panneaux photovoltaïques incarnant le concept "la forme suit l'énergie".

4.2 Optimisation saisonnière

4.2.1 Description des conditions d'optimisation

On réalise ici deux optimisations sur une période réduite de l'année : la première pour les 3 mois d'été uniquement et la deuxième pour les trois mois d'hiver. Dans les deux cas, un mois est représenté par une journée type. Pour chacune des journées type, 4 calculs sont effectués : à 7h30, 10h30, 13h30 et 16h30 (heure solaire). Dans les deux cas les conditions géométriques et d'ombrage sont identiques. La géométrie de l'enveloppe est optimisée ainsi que la distribution de panneaux capteurs à la surface de celle-ci. Trois types de panneaux sont définis par leurs caractéristiques de rendement par rapport aux trois types de rayonnement. Le tableau 4.2.1 résume les caractéristiques de ces trois types de panneaux. Dans les deux cas d'optimisation, on cherche à maximiser l'énergie produite par l'enveloppe durant la période d'optimisation (été ou hiver) divisée par la surface de l'enveloppe. Dans la présente optimisation, les panneaux "opaques" non producteurs d'énergie contribueront de manière réduite à la surface totale de l'enveloppe. Cela signifie que lors du calcul de la surface totale de l'enveloppe, la surface des panneaux capteurs est comptée à 100% alors que celle des panneaux "opaques" seulement à 30%. Ceci est fait dans le but de modéliser un rapport de prix entre les panneaux capteurs et les panneaux opaques. Les 30% sont choisis de manière arbitraire et une optimisation avec un rapport différent, produirait une répartition de panneaux différente également. L'optimisation est effectuée avec les caractéristiques suivantes :

- 1200 générations au total
- 6000 (3 populations de 2000 individus chacune) individus dans chaque génération
- 45 points de discrétisation de la géométrie ce qui conduit à 80 panneaux capteurs
- La contrainte interne est un parallélépipède de base carrée (50*50 mètres) et de hauteur 30 mètres
- la contrainte externe est un parallélépipède de base également carrée (110*110 mètres) et de hauteur 60 mètres
- Le bâtiment est orienté vers le Sud
- Pas de masques extérieurs
- L'albédo homogénéisé choisi pour le sol est de 0.2
- L'optimisation est effectuée pour le climat de Paris avec une longitude de 2.34° est et une latitude de 48.8°N

Type de panneau	1	2	3
Couleur de représentation	Jaune	Bleu	Gris
Rendement par rapport au rayonnement direct	1	0	0
Rendement par rapport au rayonnement diffus	0	1	0
Rendement par rapport au rayonnement réfléchi	0	1	0

TAB. 4.2.1 – *Caractéristiques des panneaux utilisés dans l’optimisation*

Les performances obtenues ainsi que la géométrie et la distribution des panneaux seront comparés pour ces deux optimisations.

Optimisation sur l’été

Pour cette optimisation, les journées choisies pour les évaluations des individus ainsi que leur coefficients de pondération sont donnés dans le tableau 4.2.2.

Date	Pondération
15 mai	31 jours
11 juin	30 jours
17 juillet	31 jours

TAB. 4.2.2 – *Journées types choisis pour l’optimisation sur l’été*

Optimisation sur l’hiver

Pour cette optimisation, les journées choisies pour les évaluations des individus ainsi que leur coefficients de pondération sont donnés dans le tableau 4.2.3.

Date	Pondération
17 janvier	31 jours
14 novembre	30 jours
10 décembre	31 jours

TAB. 4.2.3 – *Journées types choisis pour l’optimisation sur l’hiver*

4.2.2 Résultats des optimisations saisonnières

Les graphiques de la figure 4.2.1 montrent l’évolution de la fonction objectif en fonction des générations. On y voit la fonction objectif de l’individu moyen et du meilleur individu converger vers une valeur stable au cours des génération. Cette stabilisation indique la fin de l’optimisation.

Les figures 4.2.2 et 4.2.3 représentent les solutions optimales trouvées par SolarOptiForm pour les deux situations d’optimisation. Des différences très marquées y sont visibles. Par exemple, pour l’optimisation sur l’été uniquement représentée sur la figure 4.2.2, on voit une géométrie pyramidale assez aplatie, il y a très peu de panneaux

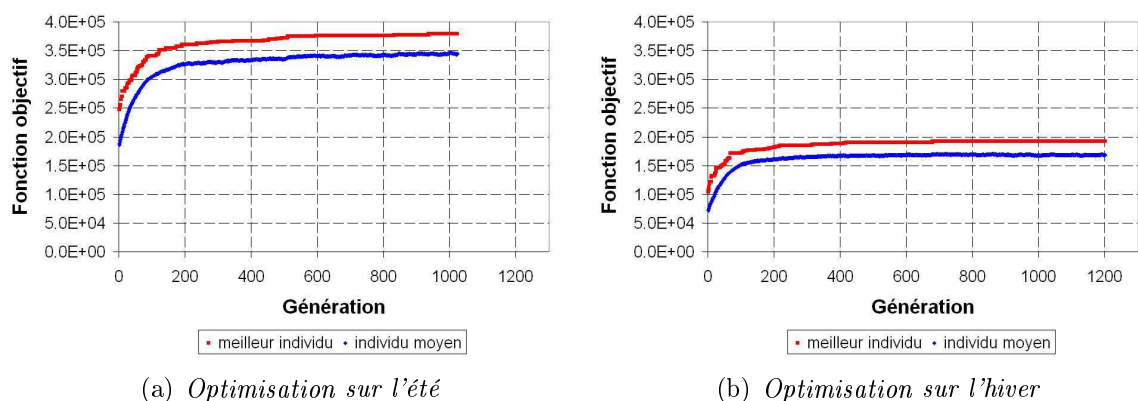


FIG. 4.2.1 – Evolution de la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu en fonction des générations

"opaques" sur l'enveloppe. Les panneaux sur la façade Sud légèrement inclinés vers le ciel sont pour la plupart de type capteurs de rayonnement direct. Les panneaux sur la façade Nord sont exclusivement de type capteurs de rayonnement diffus et réfléchi. Sur les façade Est et Ouest on retrouve les deux types de panneaux capteurs.

Pour la solution trouvée dans l'optimisation sur l'hiver uniquement, la situation est différente : le bâtiment a une empreinte au sol beaucoup plus réduite que celle de la solution "été". Le bâtiment est beaucoup plus élevé (il atteint à son sommet le maximum autorisé par la contrainte externe). La répartition des panneaux est également très différente. Il n'y a quasiment pas de panneaux de type "capteur de rayonnement diffus et réfléchi". Toute la façade Nord ainsi que la façade Est et Ouest sont couvertes de panneaux "opaques". La façade Sud, formant quasiment une surface plane inclinée est recouverte de panneaux de type "capteur de rayonnement direct".

Le tableau 4.2.4 donne la distribution de l'énergie globale produite entre énergie produite à partir du rayonnement direct, diffus et réfléchi pour ces deux solutions. Des différences très marquées entre les solutions "été" et "hiver" sont également visibles dans ce tableau. L'énergie globale produite par la solution d'optimisation sur l'été est produite de manière quasiment égale à partir de rayonnement direct (à 53.42%) et le rayonnement diffus (à 43.38%). Pour la solution "hiver", la distribution de la production d'énergie à partir des trois types de rayonnement est très déséquilibrée : 91.54% sont produits à partir de rayonnement direct et seulement 8.15% - à partir de rayonnement diffus.

Période d'optimisation	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Été	53.42%	43.38%	3.20%	100.00%
Hiver	91.54%	8.15%	0.31%	100.00%

TAB. 4.2.4 – Distribution de l'énergie produite à partir des trois composantes du rayonnement

Dans le tableau 4.2.5 les performances entre les deux solutions sont comparées. Seules les écarts relatifs sont présentés car les valeurs absolues n'ont pas de signification dans ce cas d'optimisation arbitraire mais didactique. L'objectif étant de démontrer des tendances claires dans les cas d'optimisation simple. Les performances de la solution

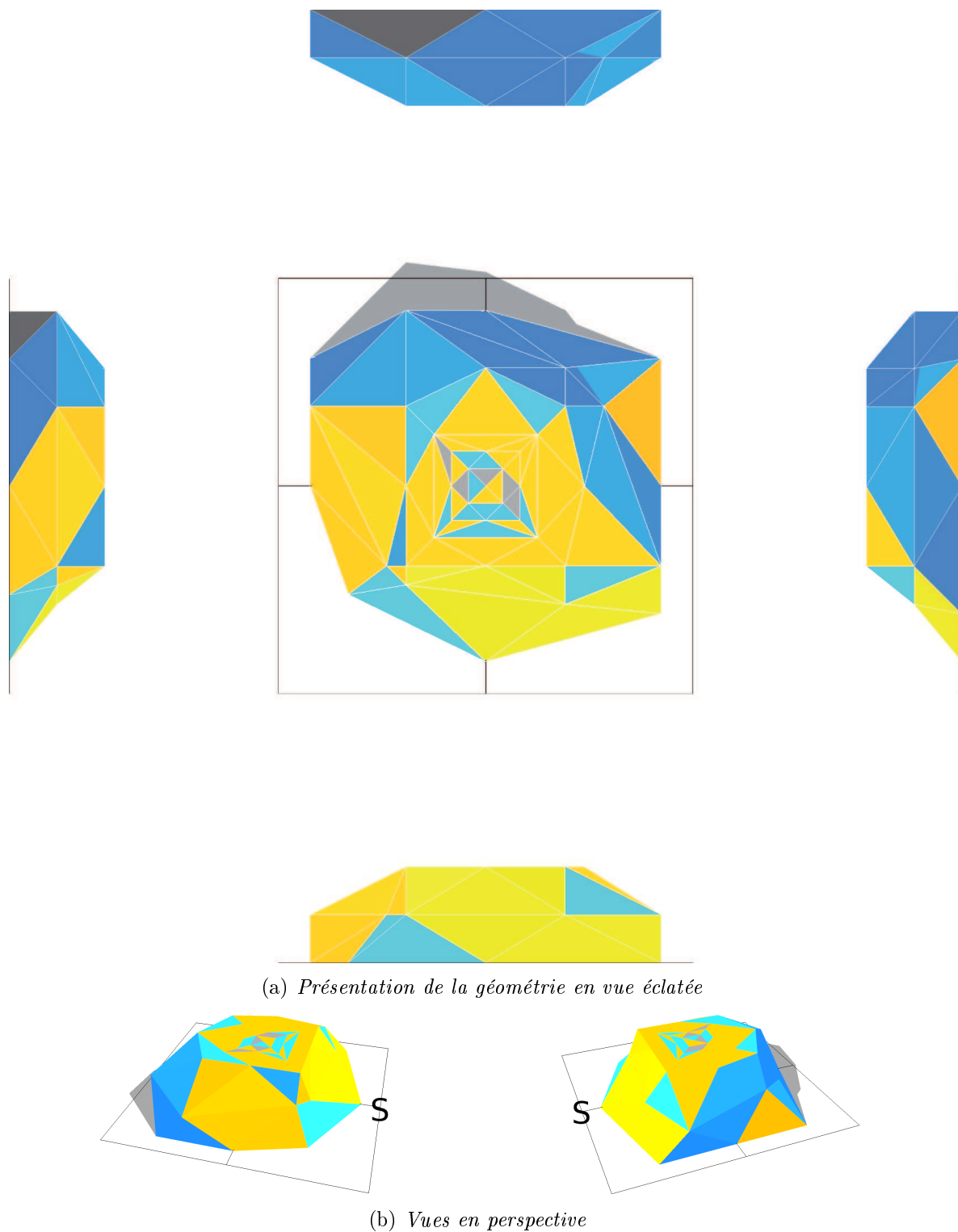


FIG. 4.2.2 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur la période d'été uniquement

optimisée sur l'hiver sont comparées à celles de la solution optimisée pour l'été. Prenant l'exemple de la première ligne, qui présente les performances en termes d'énergie produite totale (non divisée par la surface), on voit que l'énergie produite par la solution "hiver" à partir de la composante directe du rayonnement est de 31% inférieure à celle

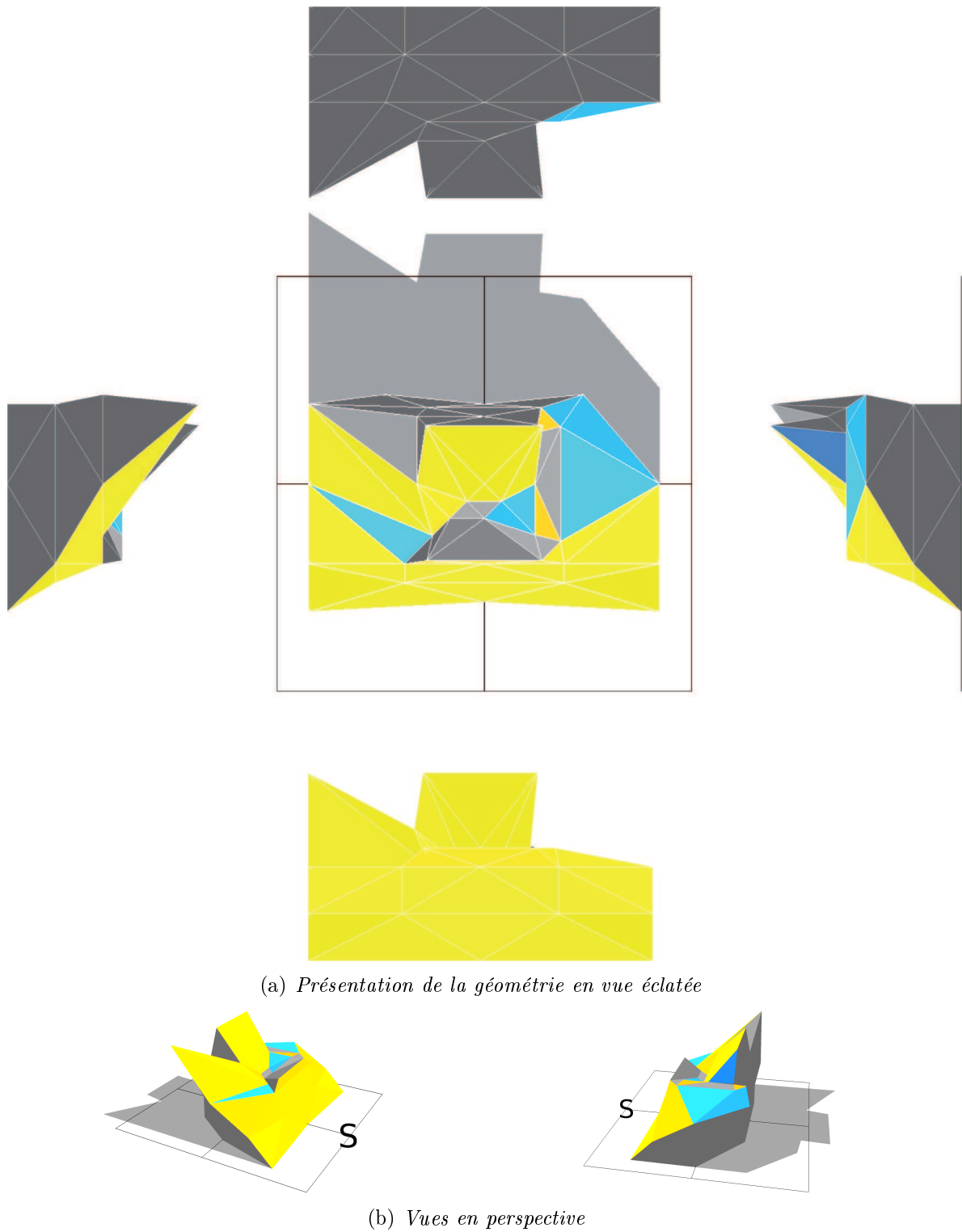


FIG. 4.2.3 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur la période d'hiver uniquement

de la solution "été". Pour calculer cette diminution, on fait la différence entre l'énergie produite à partir de la composante directe de la solution "hiver" et "été" puis on divise cette différence par l'énergie produite à partir de la composante directe de la solution "été". De même, la solution "hiver" produit 92% et 96% de moins d'énergie à partir

du rayonnement diffus et réfléchi respectivement que la solution "été". Globalement la solution "hiver" produit 60% de moins d'énergie que la solution "été".

Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
-31%	-92%	-96%	-60%
Direct /Surf.	Diffus / Surf.	Réfléchi/ Surf.	Global/ Surf.
-12%	-90%	-95%	-49%
Surface pondérée		Surface totale	
-21%		20%	

TAB. 4.2.5 – Performances de la solution optimisée sur l'hiver comparées aux performances de la solution optimisée sur l'été uniquement

On observe clairement une baisse significative de l'énergie produite entre la période d'été et la période d'hiver. Que ce soit l'énergie totale produite ou l'énergie par surface pondérée, la solution optimisée en hiver, capte moins d'énergie (-60% sur le total de l'énergie produite et -49% sur l'énergie totale par surface pondérée). La stratégie adoptée en hiver, est de favoriser le rayonnement direct par rapport au rayonnement diffus et réfléchi. En effet il y a une diminution de l'énergie produite à partir du rayonnement diffus et réfléchi d'environ 90 à 96% alors que la diminution de la production d'énergie à partir du rayonnement direct n'est que de 31%. Une autre partie de la stratégie consiste à éliminer des panneaux capteurs insuffisamment rentables. On le remarque dans le fait que la solution optimisée en hiver a une surface globale supérieure à celle de la solution optimisée en été d'environ 20%, alors que la surface pondérée (en ne prenant que 30% de la surface des panneaux "opaques") est inférieure de 21%. On le voit également sur les figures 4.2.2 et 4.2.3 : dans la solution optimisée pour l'hiver, il y a beaucoup plus de panneaux "opaques".

Malgré ces différences, les deux solutions sont également performantes. Pour le montrer, l'énergie totale qui arrive sur l'enveloppe durant la période d'optimisation a été calculée. Puis l'énergie globale produite a été divisée par cette quantité d'énergie disponible. Le ratio obtenu, qu'on pourrait qualifier de "rendement de l'enveloppe" est très proche pour les deux solutions trouvées : la solution "été" a un ratio de 53%, alors que la solution "hiver" a un ratio de 55%.

4.3 Optimisation géographique sur toute l'année

4.3.1 Description des conditions d'optimisation

Dans cette section on comparera les stratégies d'optimisation adoptées dans différents contextes géographiques et climatiques. Deux optimisations sont effectuées sur l'année entière à Tunis et Oslo. Ces deux villes se distinguent par leur position géographiques (voir tableau 4.3.1). Oslo se situant beaucoup plus au Nord que Tunis, cela a des conséquences sur la course du Soleil dans le ciel. Le Soleil est globalement plus bas dans le ciel. D'autre part des différences climatiques existent également entre ces deux villes. La distribution et intensité du rayonnement solaire au cours de l'année est très différente. On voit sur la figure 4.3.1 qu'à Tunis globalement l'intensité du rayonnement est plus importante. De plus, la part de rayonnement direct est également plus

significative que celle du rayonnement diffus. A Oslo, au contraire, les deux types de rayonnement ont un poids équivalent.

Localisation	Longitude	Latitude
Tunis	10.166° Est	36.797° Nord
Oslo	10.736° Est	59.909° Nord

TAB. 4.3.1 – Longitude et latitude des deux localisations d’optimisation géographique

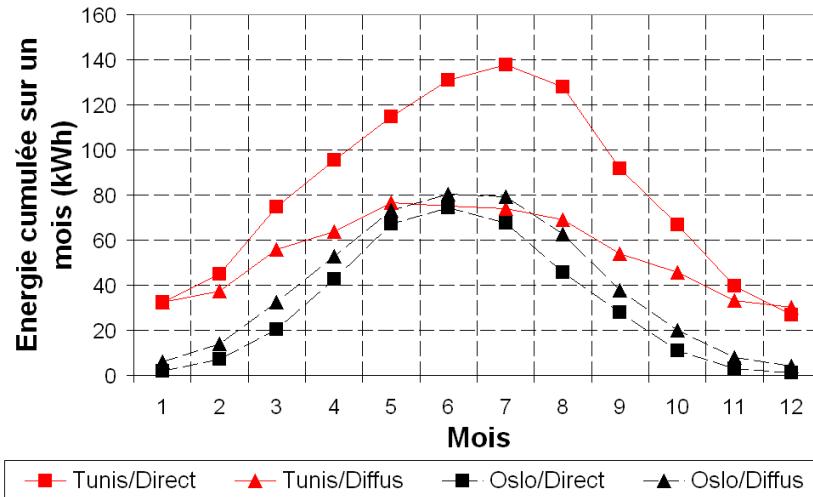


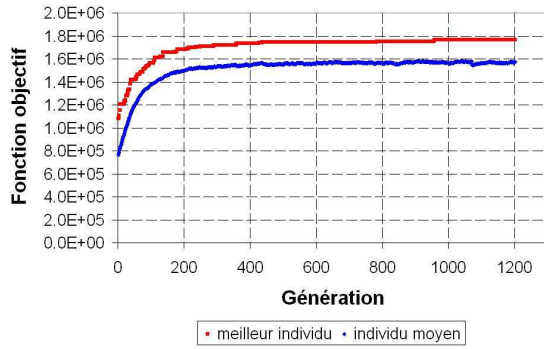
FIG. 4.3.1 – Énergie cumulée sur chaque mois de l’année reçue sur une surface d’un m^2 horizontale. Composantes direct et diffuse

Les optimisations sont menées en utilisant 4 dates d’évaluation des individus : 21 mars, 22 juin, 23 septembre, 22 décembre. Des moyennes sur les données de rayonnement sont effectuées sur les 3 mois entourant ces dates. Les conditions géométriques de l’optimisation ainsi que les paramètres utilisés dans l’algorithme génétique sont les mêmes que dans la section précédente. Les caractéristiques des panneaux utilisés sont également les mêmes que précédemment.

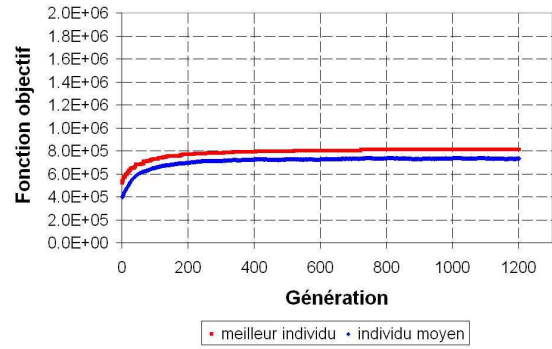
4.3.2 Résultats d’optimisation géographique sur l’année entière

De la même manière que précédemment, les graphiques de la figure 4.3.2 montrent l’évolution de la fonction objectif en fonction des générations. On y voit la fonction objectif de l’individu moyen et du meilleur individu converger vers une valeur stable au cours des générations. Cette stabilisation indique la fin de l’optimisation.

La géométrie des solutions optimisées est présentée dans les figures 4.3.3 (pour Tunis) et 4.3.4 (pour Oslo). Les deux géométries et distributions des panneaux sont proches. La stratégie adoptée dans ces deux cas consiste visiblement à créer une surface inclinée orientée vers le Sud, recouverte de panneaux capteurs de rayonnement direct. Ce résultat est intéressant dans la mesure où la répartition du rayonnement entre diffus et direct pour ces deux localisations est très différente. Comme on le voit sur le graphique 4.3.1, pour Tunis, le rayonnement direct est largement prépondérant tout au long de



(a) Optimisation sur l'année à Tunis



(b) Optimisation sur l'année à Oslo

FIG. 4.3.2 – Evolution de la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu en fonction des générations

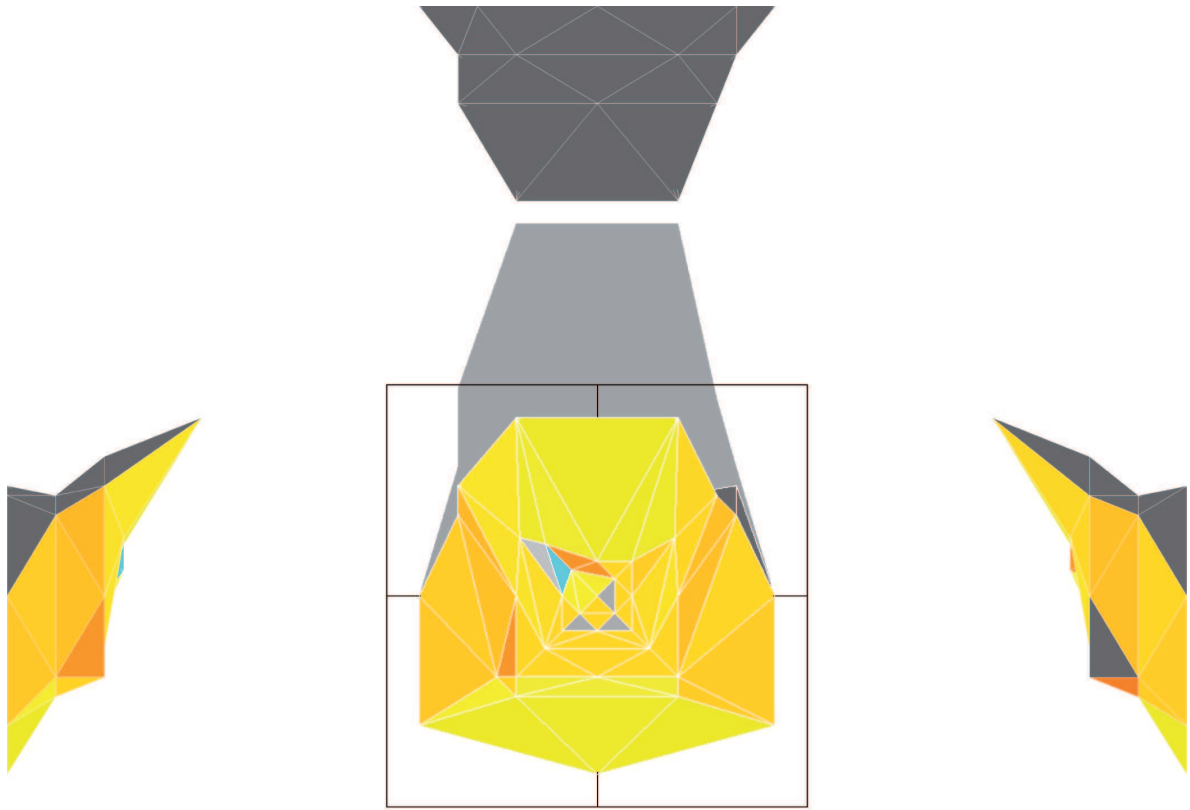
l'année. A Oslo, cependant, le rayonnement reçu sur une surface horizontale se répartit de manière quasi-égale entre rayonnement direct et diffus, le rayonnement diffus étant légèrement supérieur au rayonnement direct. Il est nécessaire, toutefois de rappeler que pour capter le maximum du rayonnement direct, la surface de captage doit être orientée dans la direction des rayons solaires. Dans l'idéal cette surface de captage doit être une surface-suiweuse, qui suit le mouvement du Soleil dans le ciel. Dans le cas d'optimisation étudié ici, cette option est impossible, une surface orientée au mieux est alors constituée.

Le tableau 4.3.2 donne la distribution de l'énergie globale produite entre énergie produite à partir du rayonnement direct, diffus et réfléchi pour ces deux solutions. Les deux solutions sont très semblables en termes de distribution de la production d'énergie. Les deux privilégient largement la production à partir du rayonnement direct. A Oslo cependant la part générée à partir du rayonnement diffus est légèrement plus importante (5.89% au lieu de 0.22% pour Tunis).

Localisation d'optimisation	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Tunis	99.77%	0.22%	0.01%	100.00%
Oslo	93.69%	5.89%	0.43%	100.00%

TAB. 4.3.2 – Distribution de l'énergie produite à partir des trois composantes du rayonnement

Le tableau 4.3.3 résume les écarts relatifs des performances entre la solution optimisée à Tunis et celle d'Oslo, prise comme référence. On voit dans ce tableau que globalement les performances de la solution à Tunis sont meilleures autant en termes d'énergie globale (+118%) que d'énergie globale divisée par la surface pondérée (+119%). Comme on l'a vu précédemment, la solution optimisée pour Tunis puise moins son énergie à partir du rayonnement diffus que la solution optimisée pour Oslo (-92%). Par ailleurs la surface pondérée de la solution à Tunis est quasiment identique à celle de la solution à Oslo (une diminution de 0.5% seulement entre les deux surfaces pondérées). Alors que la surface totale est réduite de 8.2%. Ceci signifie qu'il y a moins de panneaux opaques et plus de panneaux capteurs (des deux types) dans la solution à Tunis que dans la solution à Oslo.



(a) *Présentation de la géométrie en vue éclatée*



(b) *Vues en perspective*

FIG. 4.3.3 – *Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur l'année entière à Tunis*

En termes de "rendement de l'enveloppe", la solution à Oslo est moins performante (l'énergie globale produite ne représente que 48% de l'énergie disponible) que la solution à Tunis (59%). Il est intéressant de remarquer que les stratégies de captage sur l'année utilisées dans deux localisations aussi distinctes soient aussi semblables. A la fois la géo-

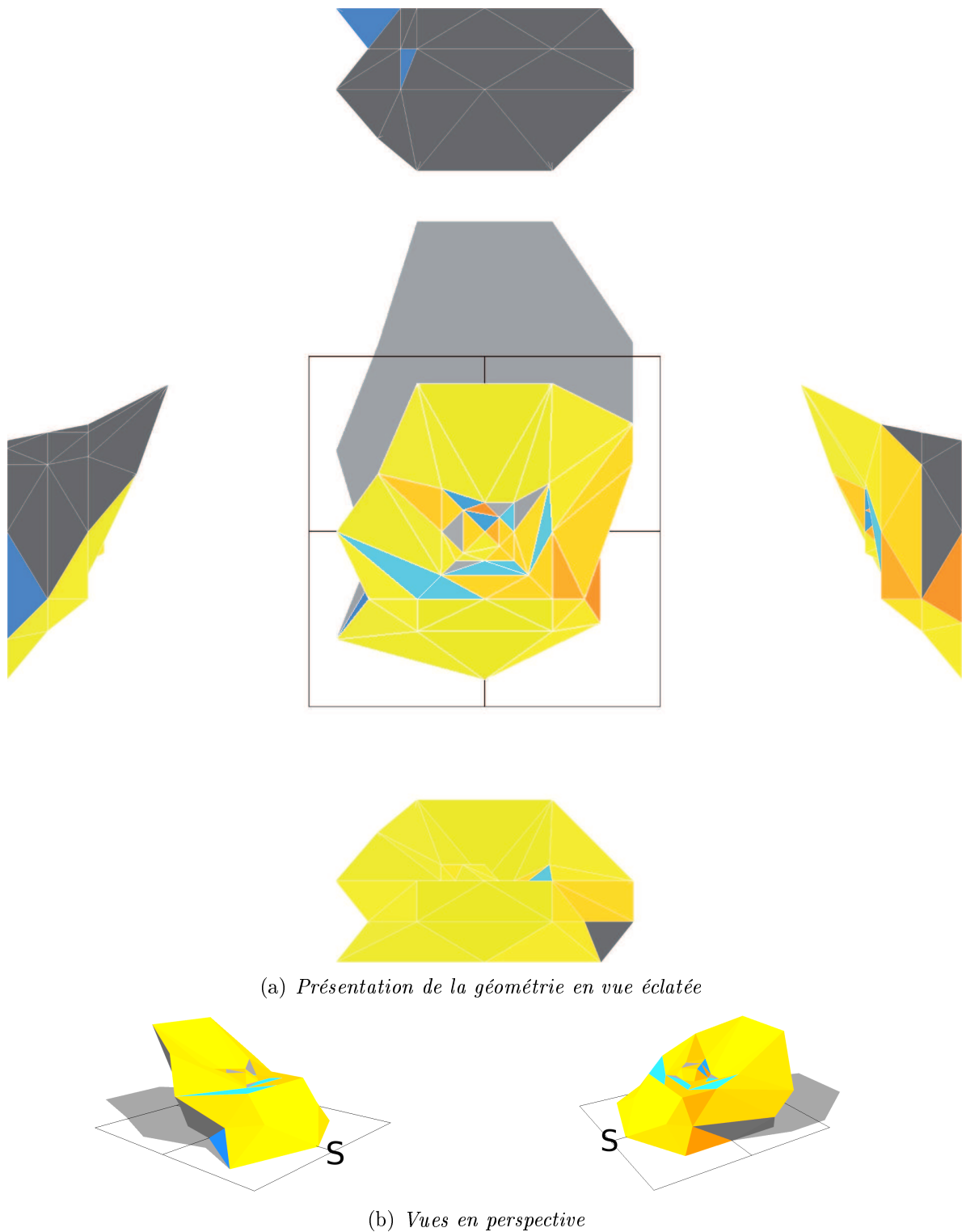


FIG. 4.3.4 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur l'année entière à Oslo

métrie et la répartition des panneaux sont très proches. Cependant, comme le montrent les chiffres de "rendement de l'enveloppe", cette stratégie ne conduit pas à la même efficacité de l'enveloppe. Ceci vient souligner l'importance du climat et des saisons. Le contraste été/hiver est plus important à Oslo qu'à Tunis. Par conséquent, lors d'une

Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
132%	-92%	-94%	118%
Direct /Surf.	Diffus / Surf.	Réfléchi/ Surf.	Global/ Surf.
133%	-92%	-94%	119%
Surface pondérée		Surface totale	
-0.5%		-8.2%	

TAB. 4.3.3 – *Performances de la solution optimisée à Tunis comparées aux performances de la solution optimisée à Oslo*

optimisation sur toute l'année, la solution trouvée sera bonne "en moyenne" mais sera mal adaptée aux deux saisons extrêmes qui sont l'été et l'hiver et qui exigent des orientations et inclinaisons de panneaux capteurs bien distincts. Au contraire, à Tunis, où les contrastes été/hiver sont moins marqués, une solution optimisée sur l'année entière présentera des inclinaisons et orientations de panneaux adaptés aux conditions d'été et d'hiver également. Il est important de rappeler ici que l'influence de la température sur le rendement des panneaux n'a pas été prise en compte dans la présente approche. Or, les écarts de température sont très importants entre Tunis et Oslo. A Tunis, les températures étant bien plus élevées, les panneaux ont, en réalité, des rendements inférieurs qu'à Oslo.

On va maintenant s'intéresser à l'optimisation dans ces deux localisations mais sur une période plus réduite dans le temps : l'été uniquement. Les différences entre les deux climats et surtout géopositions y seront plus accentuées.

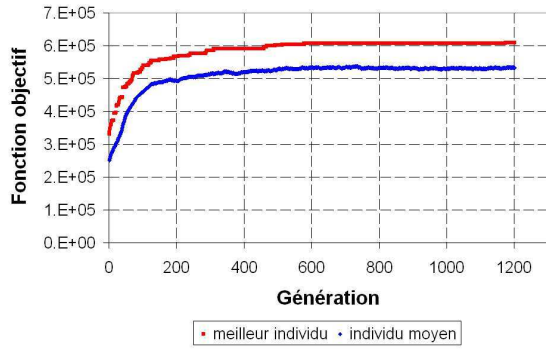
4.4 Optimisation géographique sur l'été uniquement

Dans cette section on cherche à optimiser l'enveloppe à Tunis et à Oslo, comme précédemment, mais en réduisant la période d'évaluation des individus à l'été uniquement. Pour cela 3 dates d'évaluation sont choisies : le 15 mai, 11 juin et 17 juillet, de manière similaire au procédé présenté dans la section 4.2.1. Les conditions géométriques et d'ombrage sont les mêmes que précédemment.

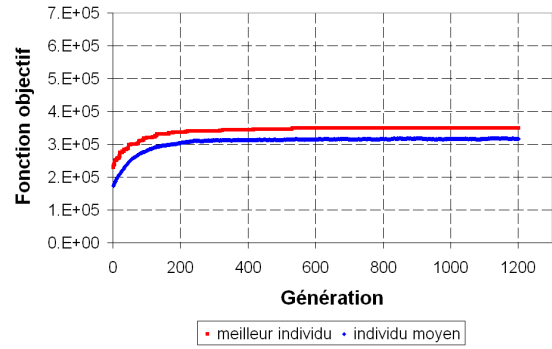
Comme précédemment, les graphiques de la figure 4.4.1 montrent l'évolution de la fonction objectif en fonction des générations. On y voit la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu converger vers une valeur stable au cours des génération. Cette stabilisation indique la fin de l'optimisation.

Les figures 4.4.2 et 4.4.3 représentent respectivement les solutions trouvées par SolarOptiForm à Tunis et Oslo pour les mois d'été. Cette fois-ci la géométrie des deux solutions est très différente. Alors que la solution à Tunis est très basse et présente un toit entièrement plat et horizontal, la solution à Oslo est plus haute, et présente une surface inclinée vers le Sud. D'autre part des différences importantes peuvent être observées dans la distribution des panneaux capteurs à la surface de ces deux solutions. Alors qu'à Tunis il ne s'agit pratiquement que de panneaux capteurs de rayonnement direct, la solution à Oslo présente une part quasiment égale de panneaux capteurs de rayonnement direct et diffus/réfléchi.

Le tableau 4.4.1 donne la distribution de l'énergie totale produite entre celle produite à partir des chacune des trois composantes du rayonnement : direct, diffus et réfléchi.



(a) Optimisation sur l'été à Tunis



(b) Optimisation sur l'été à Oslo

FIG. 4.4.1 – Evolution de la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu en fonction des générations

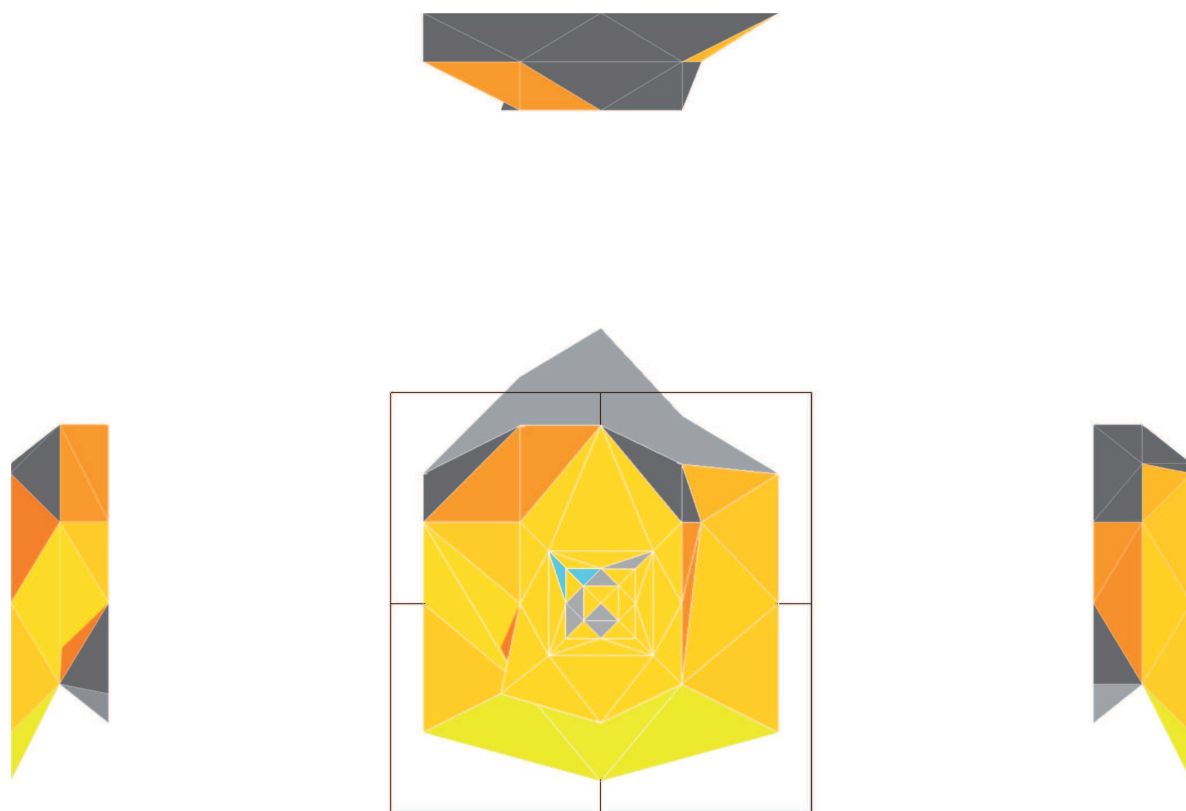
Alors que la solution à Tunis produit son énergie à plus de 99% à partir du rayonnement direct, celle d'Oslo produit environ 77% d'énergie à partir du direct et 21% à partir du rayonnement diffus.

Localisation d'optimisation	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Tunis	99.69%	0.31%	0.00%	100.00%
Oslo	76.77%	21.09%	2.14%	100.00%

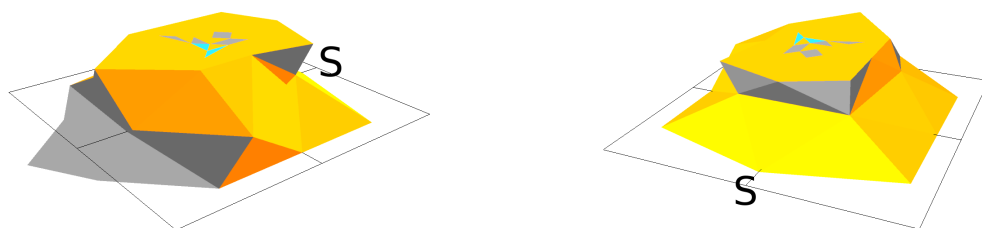
TAB. 4.4.1 – Distribution de l'énergie produite à partir des trois composantes du rayonnement

Le tableau 4.4.2 présente une comparaison des performances de la solution à Tunis et celle à Oslo, prise comme référence. On y voit que globalement la solution à Tunis a de meilleures performances (+64% d'énergie produite globale et +73% d'énergie globale par surface pondérée). Une différence entre les stratégies de captage de la solution à Tunis et Oslo est clairement visible : la solution à Tunis privilégie d'avantage le rayonnement direct comme source de production que la solution à Oslo (+113% sur l'énergie produite à partir du rayonnement direct). D'autre part on observe que contrairement à Tunis, à Oslo les panneaux capteurs de rayonnement diffus sont suffisamment rentables, ils sont largement présents et ne sont pas remplacés par des panneaux "opaques". En effet il y a moins de panneaux opaques dans la solution à Oslo que dans celle à Tunis (à Tunis la surface pondérée est diminuée de 6% alors que sa surface totale est augmentée de 4% par rapport à la solution à Oslo).

Les différences de stratégie de captage entre les deux solutions peuvent être expliquées en comparant les deux climats. Comme on l'a vu dans la figure 4.3.1, la composante directe dans le rayonnement à Tunis est beaucoup plus importante que la composante diffuse. A Oslo, au contraire, les deux composantes sont quasiment équivalentes. Ceci explique pourquoi la solution à Tunis privilégie le rayonnement direct pour la production d'énergie. D'autre part, la hauteur du Soleil dans le ciel en été est très élevée à Tunis, une surface horizontale est donc plus appropriée que la surface inclinée générée dans la solution optimisée sur toute l'année (présentée dans la figure 4.3.3). La solution optimisée à Oslo sur toute l'année (présentée dans la figure 4.3.4) ne privilégiait pas



(a) *Présentation de la géométrie en vue éclatée*



(b) *Vues en perspective*

FIG. 4.4.2 – *Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur l'été à Tunis*

le rayonnement diffus. En effet, sur l'ensemble de l'année, le rayonnement direct qu'il est possible d'exploiter en formant en surface inclinée vers le Sud est plus importante que le rayonnement diffus exploitable avec une surface plane horizontale. Des panneaux capteurs de rayonnement diffus ne serait pas rentables. Mais en prenant la période d'été

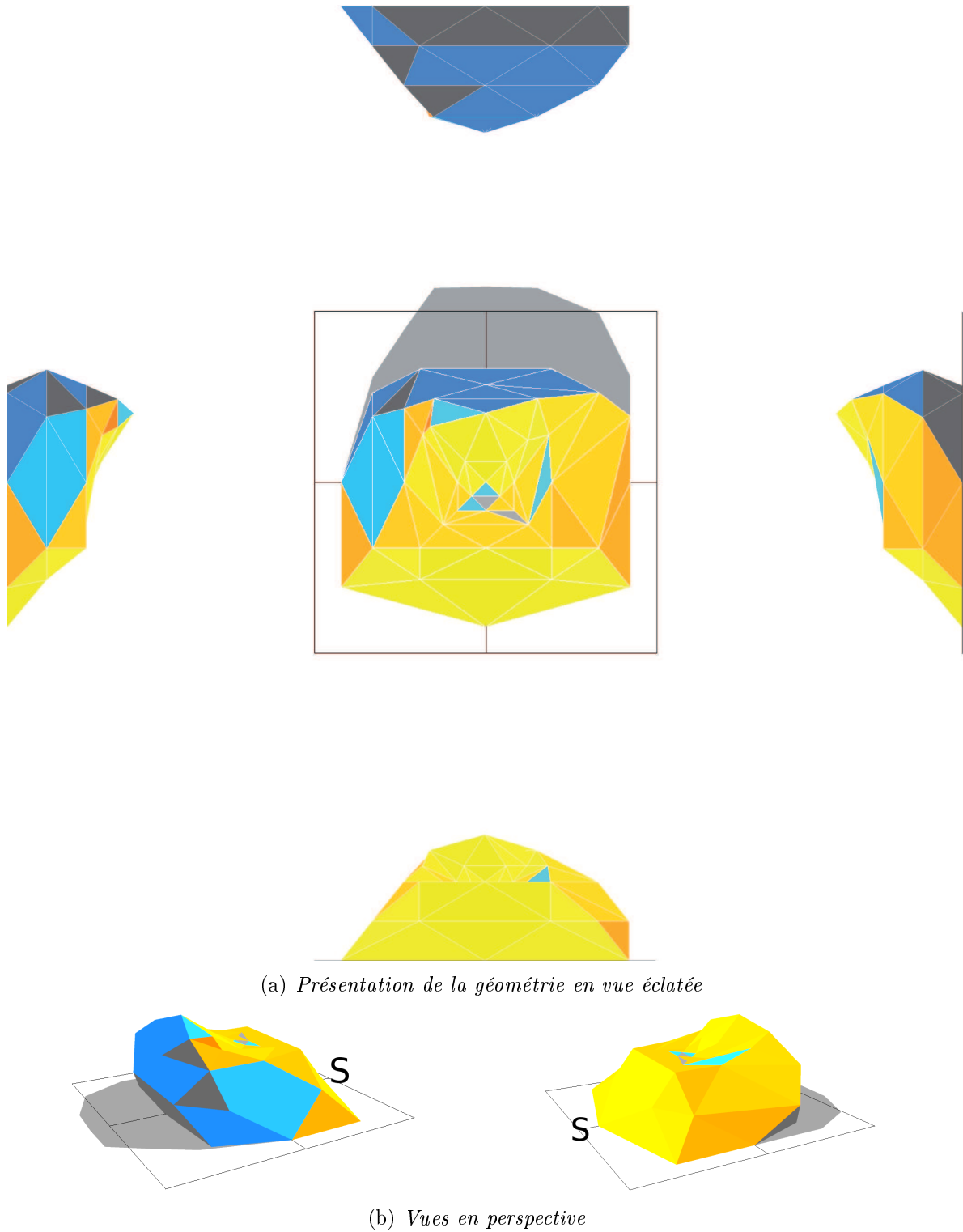


FIG. 4.4.3 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation sur l'été à Oslo

uniquement, la quantité d'énergie fournie par le rayonnement diffus est plus importante que la moyenne sur l'année. Les panneaux capteurs de rayonnement diffus deviennent alors rentables dans la solution optimisée pour l'été uniquement.

Une remarque peut être faite sur le "rendement de l'enveloppe" dans ce cas d'op-

Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
113%	-98%	-100%	64%
Direct /Surf.	Diffus / Surf.	Réfléchi/ Surf.	Global/ Surf.
125%	-97%	-100%	73%
Surface pondérée		Surface totale	
-6%		4%	

TAB. 4.4.2 – *Performances de la solution optimisée à Tunis comparées aux performances de la solution optimisée à Oslo pour la période de l’été*

timisation. La solution à Tunis présente un ratio Énergie globale produite/ Énergie disponible de 57%, alors que celle d’Oslo, 54%. Même si la solution à Oslo est légèrement moins performante, l’écart n’est pas aussi important que lors de l’optimisation sur l’année entière (Tunis à 59% et Oslo à 48%). En effet, lorsque l’optimisation s’effectue sur une saison donnée, le problème du contraste entre les saisons à Oslo est éliminé et la solution trouvée peut être quasiment aussi efficace qu’à Tunis.

Pour conclure sur les optimisations géographiques, on a remarqué que les stratégies de captage sont très semblables pour des localisations et des climats très différents lorsque l’optimisation est effectuée sur l’année entière. Lorsque l’optimisation est effectuée sur une saison particulière, les spécificités liées à la composition du rayonnement et la course du Soleil dans le ciel (qui dépend fortement des coordonnées sur Terre) ressortent d’avantage et conduisent à des stratégies très distinctes.

4.5 Optimisation avec des obstacles variables

4.5.1 Description des conditions d’optimisation

Dans cette section, plusieurs cas d’optimisation sont menés. Les conditions communes à ces optimisations sont les suivantes :

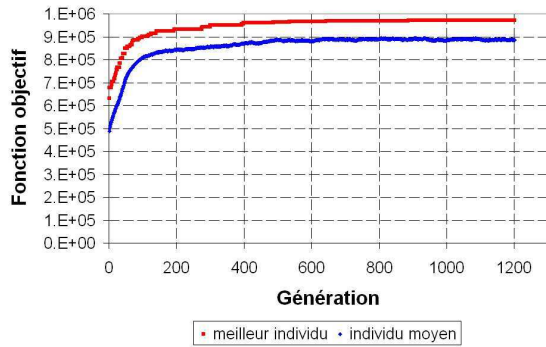
- 1200 générations au total
- 6000 (3 populations de 2000 individus chacune) individus dans chaque génération
- 45 points de discrétisation de la géométrie ce qui conduit à 80 panneaux capteurs
- La contrainte interne est un parallélépipède de base carrée (50*50 mètres) et de hauteur 30 mètres
- la contrainte externe est un parallélépipède de base également carrée (110*110 mètres) et de hauteur 60 mètres
- Le bâtiment est orienté vers le Sud
- L’albédo homogénéisé choisi pour le sol est de 0.2
- L’optimisation est effectuée pour le climat de Paris avec une longitude de 2.34° est et une latitude de 48.8°N
- L’optimisation est menées sur toute l’année avec 4 dates d’évaluation des individus (solstices et equinoxes)
- Pour chaque date, 4 heures d’évaluation sont également choisis : 7h30, 10h30, 13h30, 16h30 (heure solaire)

Dans chacun des cas d’optimisation, un obstacle est placé devant le bâtiment principal étudié. La géométrie de l’obstacle et la position de celui-ci par rapport au bâtiment étudié sont différentes pour les 4 cas d’optimisation. Pour le premier cas étudié, l’obs-

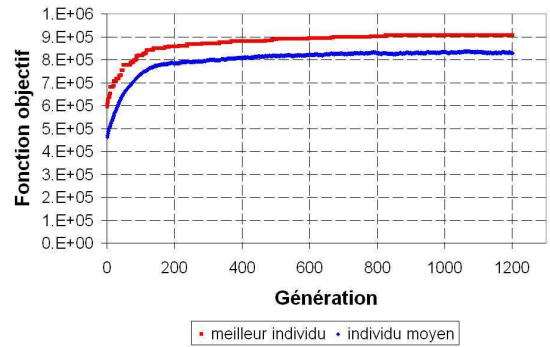
tacle est un parallélépipède à base carrée (50×50) de hauteur 60, identique à la hauteur maximale autorisée pour le bâtiment principal. L'obstacle est placé au Sud-Ouest du bâtiment principal. On fera référence à ce cas d'optimisation par la caractérisation de l'obstacle - "Étroit bas". Pour le deuxième cas étudié, l'obstacle est un parallélépipède à base carrée (50×50) de hauteur 120, deux fois plus haut que la hauteur maximale autorisée pour le bâtiment principal. L'obstacle est placé au Sud-Ouest du bâtiment principal. On fera référence à ce cas d'optimisation par la caractérisation de l'obstacle - "Étroit haut". Pour le troisième cas étudié, l'obstacle est un parallélépipède à base rectangulaire (50×150) de hauteur 60. L'obstacle est placé au Sud du bâtiment principal, centré par rapport à celui-ci. On fera référence à ce cas d'optimisation par la caractérisation de l'obstacle - "Large bas". Pour le quatrième cas étudié, l'obstacle est un parallélépipède à base rectangulaire (50×150) de hauteur 120. L'obstacle est placé au Sud du bâtiment principal, centré par rapport à celui-ci. On fera référence à ce cas d'optimisation par la caractérisation de l'obstacle - "Large haut".

4.5.2 Résultats d'optimisations avec différents obstacles

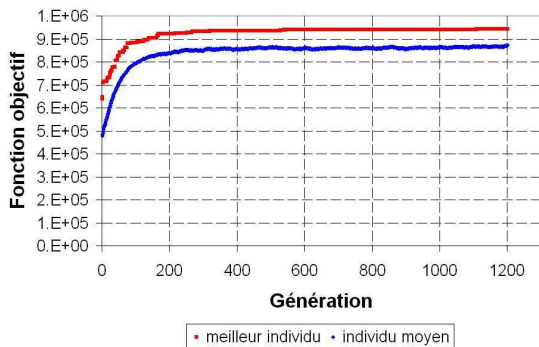
Comme précédemment, les graphiques de la figure 4.5.1 montrent l'évolution de la fonction objectif en fonction des générations. On y voit la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu converger vers une valeur stable au cours des génération. Cette stabilisation indique la fin de l'optimisation.



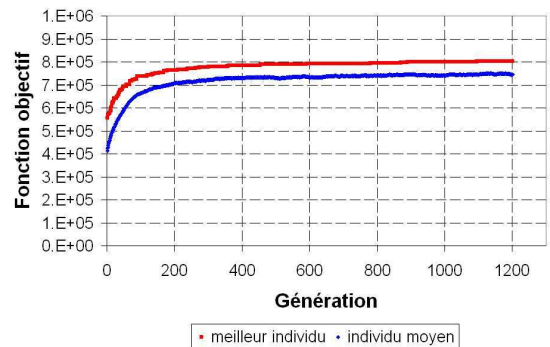
(a) Optimisation avec un obstacle étroit et bas



(b) Optimisation avec un obstacle étroit et haut



(c) Optimisation avec un obstacle large et bas



(d) Optimisation avec un obstacle large et haut

FIG. 4.5.1 – Evolution de la fonction objectif de l'individu moyen et du meilleur individu en fonction des générations

Les quatre solutions trouvées peuvent être comparées suivant l'utilisation de l'éner-

gie disponible pour la production. Le tableau 4.5.1 donne la distribution de l'énergie produite totale entre les trois composantes du rayonnement reçu. On voit dans ce tableau, que les distributions sont très similaires dans les cas 1 et 4 et entre les cas 2 et 3. Ces résultats sont surprenant dans la mesure où les conditions d'ombrage sont très différentes dans les deux cas. Par exemple pour le cas 1 et 4, dans le premier cas l'obstacle est étroit et bas alors que dans le deuxième cas, l'obstacle est large et haut.

Type d'obstacle	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Étroit bas	59.94%	37.19%	2.87%	100.00%
Étroit haut	85.73%	12.08%	2.20%	100.00%
Large bas	89.43%	9.52%	1.05%	100.00%
Large haut	59.01%	34.47%	6.52%	100.00%

TAB. 4.5.1 – *Distribution de l'énergie produite à partir des trois composantes du rayonnement*

Alors que la distribution de l'énergie produite est très similaire pour les cas 1 et 4, la géométrie des deux solutions est assez différente : pour le cas "Étroit bas" (figure 4.5.2), la solution obtenue est basse et la quantité de panneaux capteurs de rayonnement direct est proche de celle des panneaux capteurs de rayonnement diffus et réfléchi. Dans le cas "Large haut" (figure 4.5.5), la solution est plus haute (la stratégie consiste à élever le bâtiment pour sortir de l'ombre de l'obstacle). Les panneaux capteurs de rayonnement direct sont placés à l'extérieur de l'ombre projeté par l'obstacle, c'est-à-dire sur la partie supérieure de la façade Sud et sur les façades Est et Ouest. Les panneaux capteurs de rayonnement diffus sont placés dans la partie inférieure de la façade Sud et sur la façade Nord, quasiment verticale. Une autre particularité de cette solution, est qu'elle produit plus d'énergie que les autres solutions à partir de rayonnement réfléchi. En effet, l'obstacle placé devant celle-ci réfléchit une part du rayonnement.

La similitude entre les solutions 2 et 3 peuvent être expliquée de la manière suivante : Dans le cas 3 (figure 4.5.4), l'obstacle est large mais bas, il projette assez peu d'ombre sur la façade et ce de manière symétrique. La solution obtenue présente une large façade Sud inclinée et recouverte de panneaux capteurs de rayonnement direct. Les façade Est, Nord et Ouest supportent peu de panneaux capteurs et sont majoritairement recouverts de panneaux opaques. Dans le cas de la solution 2 (figure 4.5.3), l'obstacle est un bâtiment étroit et haut décentré par rapport au Sud. La géométrie de cette solution est fortement similaire à celle de la solution 3 mais légèrement tournée dans la direction opposée à l'obstacle.

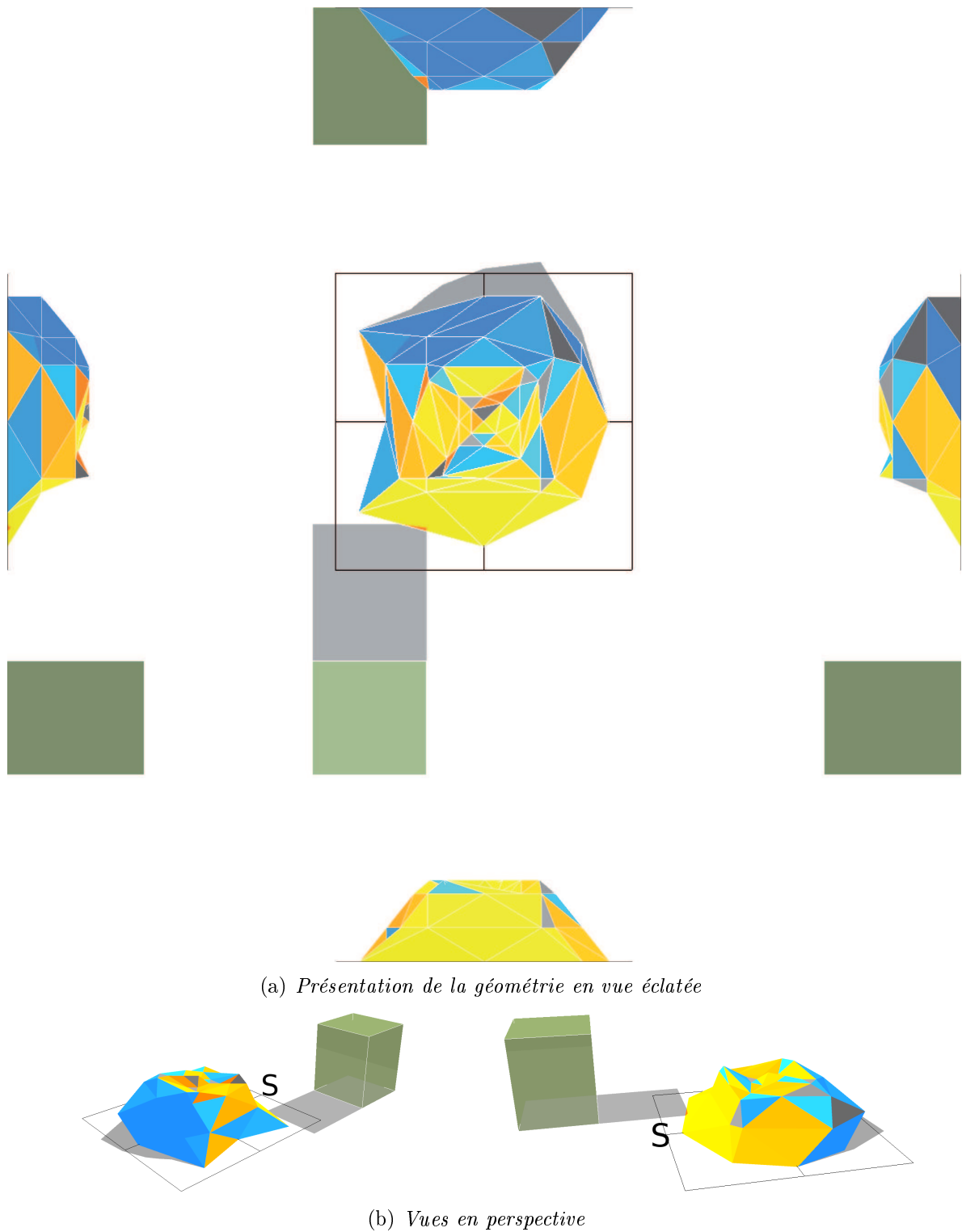
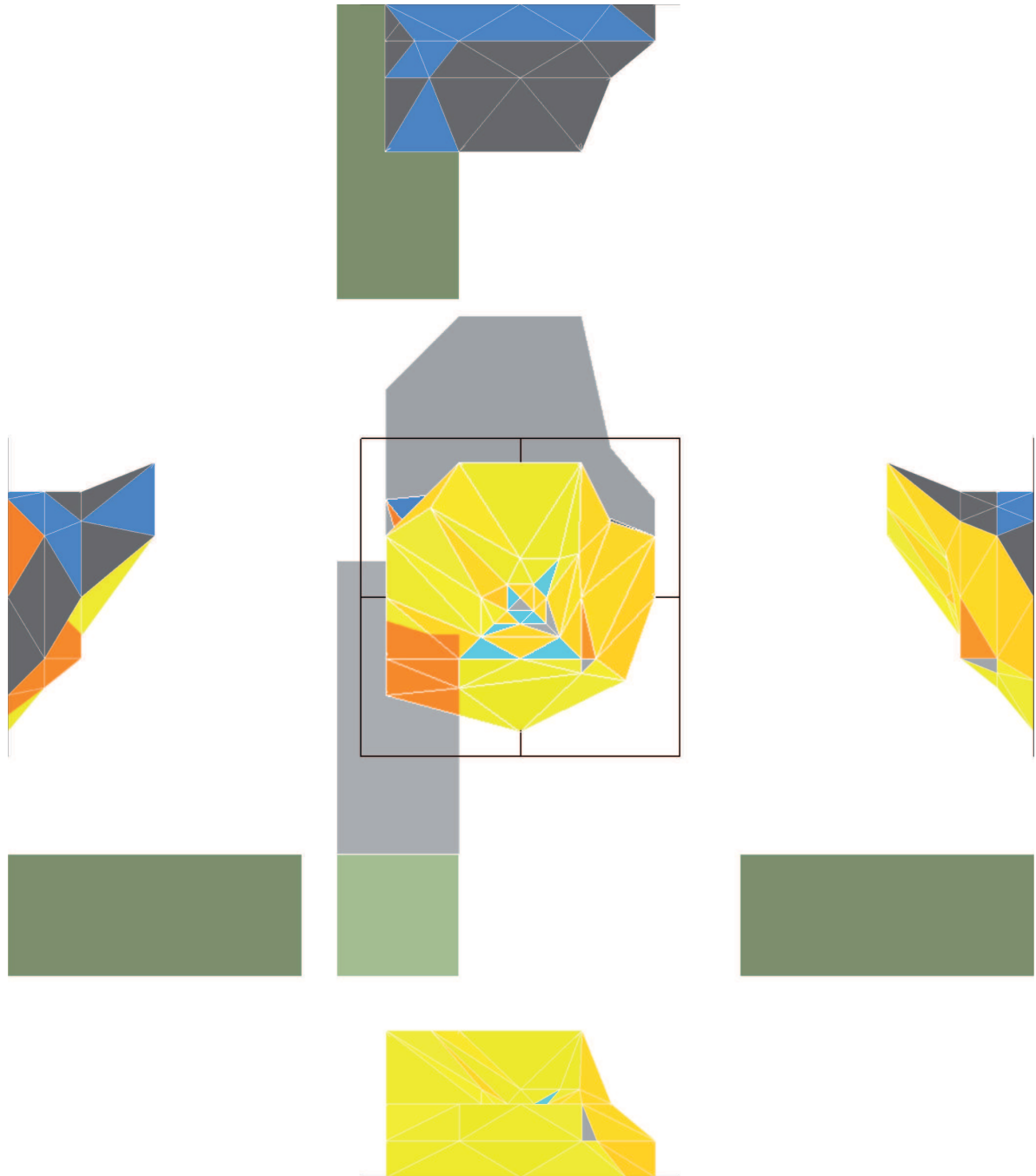
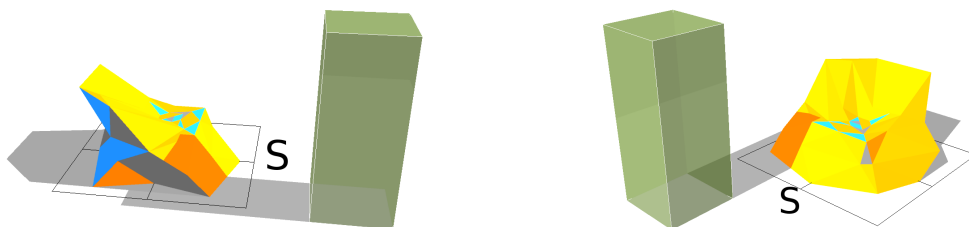


FIG. 4.5.2 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec un obstacle proche de type "Étroit Bas"



(a) *Présentation de la géométrie en vue éclatée*



(b) *Vues en perspective*

FIG. 4.5.3 – *Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec un obstacle proche de type "Étroit Haut"*

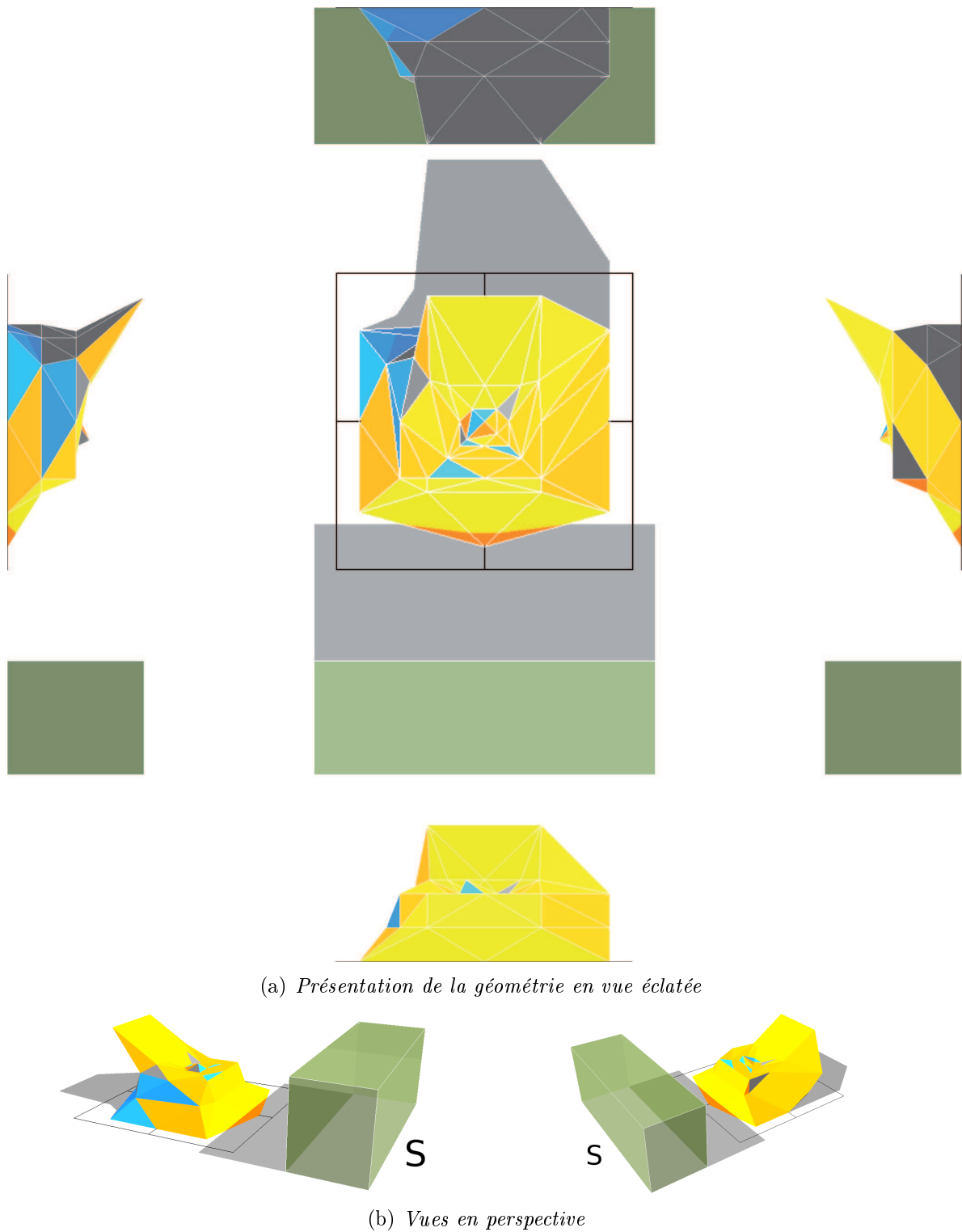


FIG. 4.5.4 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec un obstacle proche de type "Large Bas"

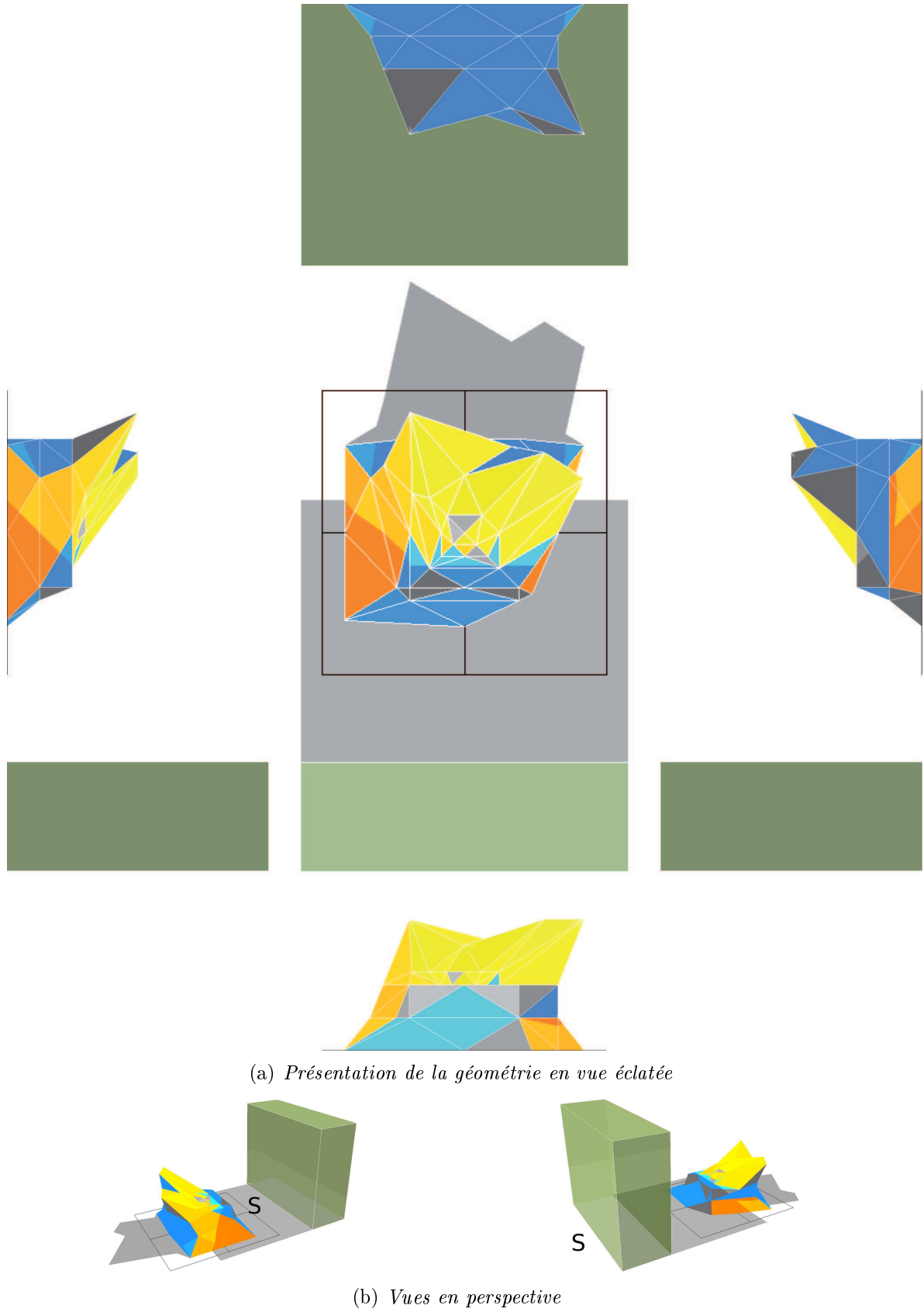


FIG. 4.5.5 – Géométrie de la solution optimale trouvée dans le cas de l'optimisation avec un obstacle proche de type "Large Haut"

Le tableau 4.5.2 permet de comparer les solutions 2,3 et 4 à la solution 1 en termes de performances. Il est notamment intéressant de remarquer que la quantité d'énergie produite par les solution 2 et 3 est supérieure de respectivement 18% et 15% à la quantité d'énergie produite par la solution 1, alors que leur fonction-objectif, c'est-à-dire l'énergie produite divisée par la surface pondérée est inférieure de 7% et 1%. Cela s'explique par le fait que dans ces deux solutions, afin d'éviter l'ombre de l'obstacle, l'enveloppe du bâtiment étudié doit se déployer et donc augmenter sa surface (+47% de surface totale pour le cas 2 et +38% pour le cas 3). Les panneaux placés bas sur l'enveloppe restent à l'ombre et produisent donc peu d'énergie, l'efficacité globale de l'enveloppe en est diminuée. Il est également intéressant de comparer les performances de ces deux solutions entre elles : le cas "étroit haut" fait perdre plus d'efficacité à l'enveloppe que le cas "large bas" (-7% vs -1%). En effet dans le cas "étroit haut", l'enveloppe se "détourne" de la direction privilégiée - le Sud afin d'éviter l'ombre de l'obstacle. Dans le cas "large bas", seuls les panneaux du bas perdent en efficacité. La solution dans le cas 4 "large haut" est moins efficace que toutes les autres. Dans ce cas l'efficacité est réduite de 16% par rapport à celle du cas 1 "étroit bas". Les contraintes géométriques ne permettent pas au bâtiment de s'élever suffisamment haut pour éviter l'ombre de l'obstacle. D'autre part, l'obstacle est suffisamment large pour que toutes les directions de rayonnement privilégiées soient inaccessibles. En termes de "rendement de l'enveloppe" les quatre solutions sont quasiment équivalentes. La solution 1 a un rendement de 55% ; la solution 2, 50% ; la solution 3, 49% (la moins performante) et la solution 4, 55%.

Ces comparaisons mettent en évidence la complexité des contraintes dues aux ombrages qui rendent difficile une démarche intuitive même guidée par une bonne expérience. L'approche proposée ici permet une meilleure prise en compte de ces contraintes sur l'optimisation d'enveloppes situées.

Type d'obs- tacle	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Étroit haut	69%	-62%	-10%	18%
Large bas	72%	-70%	-58%	15%
Large haut	2%	-4%	134%	3%
Type d'obs- tacle	Direct /Surf.	Diffus / Surf.	Réfléchi/ Surf.	Global/ Surf.
Étroit haut	33%	-70%	-29%	-7%
Large bas	47%	-75%	-64%	-1%
Large haut	-17%	-22%	91%	-16%
Type d'obs- tacle	Surface pondérée		Surface totale	
Étroit haut	27%		47%	
Large bas	17%		38%	
Large haut	23%		29%	

TAB. 4.5.2 – Performances des solutions optimisées pour différents types d'obstacles comparées aux performances de la solution optimisée pour un obstacle étroit et bas

4.5.3 Modification de l'ombrage

On peut alors se demander quelle conséquence aurait la modification de la géométrie de l'obstacle (extension horizontale ou verticale de celui-ci) sur les performances d'une solution préalablement optimisée pour un type d'obstacle donné. Ceci est étudié dans cette partie. Pour cela les solutions dans les cas 1 et 3 sont réévalués dans les conditions où l'obstacle est de type 4, c'est-à-dire large et haut. Ensuite les performances obtenues sont comparées aux performances initiales des solutions avec leurs obstacles associés. Les résultats de ces essais sont résumés dans le tableau 4.5.3.

Type d'obs- tacle	Direct Total	Diffus total	Réfléchi total	Global total
Étroit bas	-14%	-1%	3%	-9%
Large bas	-8%	-1%	2%	-7%
Type d'obs- tacle	Direct /Surf.	Diffus / Surf.	Réfléchi/ Surf.	Global/ Surf.
Étroit bas	-14%	-1%	3%	-9%
Large bas	-8%	-1%	1%	-7%

TAB. 4.5.3 – *Modification des performances des solutions optimisées pour différents obstacles lorsque l'obstacle est remplacé par un obstacle large et haut*

Globalement la production d'énergie et l'efficacité des panneaux (énergie produite par surface) sont diminués dans les deux cas. La solution initialement optimisée pour un obstacle étroit et bas, décentré par rapport au Sud, perd 9% de sa production globale. Celle qui, initialement était optimisée pour un obstacle large et bas, perd 7% de sa production globale. L'efficacité est réduite autant car la surface des panneaux reste la même, seule la quantité d'énergie est diminuée. Dans les deux cas d'évaluation, c'est la production d'énergie à partir du rayonnement direct qui se retrouve la plus touchée par la modification de la géométrie de l'obstacle. Pour le cas optimisé pour un obstacle étroit et bas, la perte de production d'énergie à partir du rayonnement direct est de 14%, et celle de la solution optimisée pour un obstacle large et bas - de 8%. En effet, l'obstacle large et haut bloque le rayonnement direct dans sa direction privilégiée : le Sud. La hauteur de cet obstacle et la distance qui le sépare du bâtiment principal étudié, ne conduisent cependant pas à une modification considérable de la production d'énergie à partir du rayonnement diffus. Seul 1% de perte de production y est associé. La production d'énergie à partir du rayonnement réfléchi, elle, est au contraire, augmentée. L'obstacle ayant une surface plus importante, il réfléchit plus de rayonnement vers le bâtiment principale étudié. Une augmentation de 1 à 3% est observée pour les deux solutions testées.

Il est intéressant d'interpréter les résultats de ces essais à la lumière de la notion du droit au Soleil. Une perte de production de 14% des panneaux installés n'est pas négligeable. On peut se demander si ces panneaux installés, d'une technologie plus sensible au rayonnement direct, se justifient toujours avec la nouvelle configuration des obstacles et si des panneaux plus sensibles au rayonnement diffus, ne donneraient pas une meilleure adaptabilité à la modification de l'environnement immédiat. D'autre part une diminution globale de la production de 7 à 9% pose également la question des réglementations. Les PLU, ne devraient-ils pas intégrer les notions de droit d'accès aux

ressources solaires ? De la même manière qu'on pourrait définir un potentiel de réhabilitation énergétique différent pour différents types de bâtiment (suivant les efforts acceptables à mettre en oeuvre pour améliorer leur performances énergétiques, voir à ce propos la thèse de Mathieu Rivallin, intitulée "Étude de l'aide à la décision par optimisation multicritère pour la réhabilitation énergétique des bâtiments", Université Paris-Est, École des Ponts ParisTech, thèse en cours), on pourrait définir un potentiel de production d'énergie à partir de ressources renouvelables disponibles suivant le contexte immédiat du bâtiment étudié (présence d'obstacles proches et programme d'évolution du quartier, réglementations urbaines et limitation que l'on accepte d'imposer à l'évolution morphologique de la ville) mais aussi suivant le contexte global de production d'énergie (est-il préférable de produire cette énergie sur place où ailleurs, dans des sites plus propices, quelle échelle de mutualisation est-elle appropriée?).

4.6 Conclusions et perspectives

Un logiciel d'optimisation de forme d'enveloppes de bâtiments par rapport à l'ensoleillement a été conçu et utilisé dans plusieurs cas d'optimisation différents. Cette approche permet de dégager des stratégies de captage de rayonnement à la fois dans la conception des enveloppes et la répartition des panneaux capteurs sur cette géométrie.

L'objectif de l'optimisation est de maximiser l'énergie totale produite par l'enveloppe divisée par la surface de l'enveloppe. Dans les différents cas d'optimisation la géométrie de l'enveloppe optimisée est inscrite à l'intérieur de contraintes géométriques qui sont une contrainte extérieure (en forme de parallélépipède rectangle) et contrainte intérieure (également en forme de parallélépipède rectangle). Trois types de panneaux sont disponibles pour l'optimisation : un panneau capteur dont le rendement par rapport au rayonnement direct est de 100% et nul pour tous les autres types de rayonnement ; un deuxième panneau capteur pour lequel le rendement est nul par rapport au rayonnement direct et à 100% pour le rayonnement diffus et réfléchi ; le troisième type de panneaux est un panneau opaque qui ne capte pas d'énergie mais dont le poids en termes de surface n'est que de 30%. Suivant les cas l'optimisation est effectuée sur toute l'année ou sur une saison donnée. Des climats différents ont également été comparés.

Les stratégies de captage de rayonnement adoptées en hiver et en été sont très différentes dans le climat parisien. En été, le rayonnement diffus est autant utilisé pour la production d'énergie que le rayonnement direct. L'inclinaison des panneaux capteurs de rayonnement direct est également très différente : en été les panneaux se rapprochent d'avantage de l'horizontale et des panneaux orientés vers l'Est et l'Ouest sont également présents. En hiver, par contre les panneaux sont orientés globalement vers le Sud et se rapprochent plus de la verticale.

Lorsqu'on compare les solutions trouvées dans l'optimisation sur l'année entière dans différents climats (celui de Oslo et Tunis ont été comparés), la géométrie et la répartition de panneaux sont très similaires. Il s'agit quasi exclusivement de panneaux capteurs de rayonnement direct placés sur la façade Sud et inclinés par rapport à la verticale. Une légère différence peut cependant être observée dans le fait que la solution à Tunis présente d'avantage de panneaux sur les façade Est et Ouest. Ce résultats est surprenant dans la mesure où les deux climats sont très différents (la part de rayonnement direct est beaucoup plus importante dans le climat de Tunis). Mais il démontre le fait que dans ces climats très différents, lors d'une optimisation sur toute l'année, le rayonnement direct venant du Sud peut être privilégié. On rappelle, cependant qu l'influence de la

température sur le rendement des capteurs n'a pas été prise en compte dans la présente approche. La température à Tunis étant bien plus importante qu'à Oslo, les rendements des panneaux y sont inférieurs. Ceci constitue une limitation du logiciel dans sa version actuelle : la description des panneaux capteurs ne permet pas de prendre en compte la variation du rendement par rapport à l'ensoleillement ni à la température. La description physique des panneaux devra être améliorée dans le futur.

Ensuite une optimisation dans ces deux villes a été effectuée sur la période de l'été uniquement. Dans ce cas, les spécificités locales apparaissent. Le rayonnement diffus représente un poids non négligeable dans la production d'énergie à Oslo alors que seul le rayonnement direct est utilisé à Tunis. D'autre part l'inclinaison des panneaux capteurs est également différente entre les deux localisations. A Tunis, les panneaux sont horizontaux pour la plupart, alors que les panneaux capteurs de rayonnement direct à Oslo, sont inclinés et orientés vers le Sud, Est et Ouest.

La dernière série d'optimisation est centrée sur la question des masques proches, c'est-à-dire des bâtiments voisins du bâtiment étudié qui créent des ombres sur celui-ci. Quatre optimisations ont été menées avec des géométries de l'obstacle différentes. La forme de base (lorsque l'obstacle crée peu d'ombres sur le bâtiment principal) est assez aplatie, avec des panneaux capteurs de rayonnement direct sur la façade Sud, Est et Ouest, inclinés. Des panneaux capteurs de rayonnement diffus et réfléchis sont placés sur la façade Nord. Lorsque l'obstacle devient plus élevé, la stratégie consiste à déployer l'enveloppe en hauteur et la détourner de la direction de l'obstacle en gardant globalement la même répartition des panneaux. Lorsque l'obstacle s'élargit, seule l'élévation de l'enveloppe permet de maintenir un niveau similaire d'efficacité des panneaux. Enfin lorsque l'obstacle est à la fois large et élevé, des panneaux de type "capteur de direct" positionnés directement en face de l'obstacle sont remplacés par des panneaux capteurs de rayonnement diffus et réfléchi.

La question du droit au Soleil a ensuite été abordée en réévaluant les enveloppes optimisées pour un certain type d'obstacle en présence d'un obstacle plus important. Il a été observé qu'une perte globale de production d'énergie peut atteindre 9% (dans les cas étudiés) et certains panneaux (qui captent le rayonnement direct) peuvent perdre jusqu'à 14% de leur production.

La présente approche dans l'optimisation des enveloppes de bâtiment par rapport à l'ensoleillement est différente de celles rencontrées dans la littérature où la recherche de forme est menée à l'intérieur d'un espace de typologies donné en optimisant les paramètres définissant ces formes (voir section 4.1). En effet le but de la présente approche était précisément de voir quelles typologies de formes émergent de l'optimisation solaire. Cependant cette approche est imparfaite dans la mesure où la description géométrique des enveloppes ne permet pas à des formes complètement aléatoires d'émerger. Cet aspect devra être modifié dans de futurs travaux car ce travail prospectif sur les stratégies de captage à adopter dans différentes situations doit être poursuivi et complété.

Un travail plus approfondi sur la définition des panneaux capteurs devra également être mené. Notamment la prise en compte des pertes par réflexion devra être introduite. Puis des caractéristiques plus réalistes sur les rendements des panneaux pourront être considérés. Dans le présent travail un contraste extrême a été implémenté entre des panneaux capteurs uniquement de rayonnement direct et ceux capteurs de rayonnement diffus et réfléchi. Bien que cette approche a permis de définir des stratégies claires, les technologies réelles ne présentent pas un contraste aussi fort et pourront donner des résultats différents.

D'autre part ces optimisations devront être développées pour devenir plus globales et multi-critères (incluant non seulement la production énergétique mais aussi impacts environnementaux, impact sur le droit au Soleil des voisins). La question de la mutualisation des besoins et productions pourra être introduite pour comparer des solutions de canopées urbaines à celles appliquées sur des bâtiment isolés. Ces optimisations doivent servir dans la prise de décisions lors de la conception de projets et plus globalement elles pourraient contribuer à la modification des réglementations urbaines.

Bibliographie

- [1] Luisa Caldas. Generation of energy-efficient architecture solutions applying GENE_ARCH : An evolution-based generative design system. *Advanced Engineering Informatics*, 22 :59–70, 2008.
- [2] IAAC. Endesa pavilion. <http://www.iaac.net>.
- [3] J.H. Kämpf and D. Robinson. Optimisation of building form for solar energy utilisation using constrained evolutionary algorithms. *Energy and buildings*, 42, 2010.
- [4] Jérôme Henri Kämpf and Darren Robinson. Optimisation de la forme urbaine pour une meilleure utilisation de l'énergie solaire. In *Conférence International Building Performance Simulation Association*, 2008.
- [5] Jérôme Henri Kämpf, Marylène Montavon, Josep Bunyesc, Raffaele Bolliger, and Darren Robinson. Optimisation of buildings' solar irradiation availability. *Solar Energy*, 84 :596–603, 2010.
- [6] LPA. Two journey medical plaza. <http://www.lpainc.com>.
- [7] Riccardo Merello. Design of a building structural skin using multi-objective optimization techniques. MIT, Master Degree thesis, 2006.
- [8] MIT news. A new dimension for solar energy. <http://web.mit.edu>.
- [9] SOM. Solar form optimization. <http://www.som.com>.
- [10] Michael Wetter and Jonathan Wright. A comparison of deterministic and probabilistic optimization algorithms for nonsmooth simulation-based optimization. *Building and Environment*, 39 :989–999, 2004.
- [11] Yun Kyu Yi and Ali M. Malkawi. Optimizing building form for energy performance based on hierarchical geometry relation. *Automation in Construction*, 18 :825–833, 2009.
- [12] Yun Kyu Yi and Ali.M. Malkawi. Site-specific optimal energy form generation based on hierarchical geometry relation. *Automation in Construction*, 26 :77–91, 2012.

Deuxième partie

Etude de la rupture différée des matériaux composites

Chapitre 1

Introduction : Etude phénoménologique de la durabilité des matériaux composites

Sommaire

1.1	Objectifs de l'étude	133
1.2	Essais sur joncs pultrudés en flexion pure	134
1.2.1	Description des échantillons	134
1.2.2	Flexion 4 points, essais statiques et fluage	134
1.2.3	Anneaux, essais à long terme	148
1.2.4	Elasticas, essais à long terme	150
1.2.5	Conclusions	155
1.3	Mise en évidence du rôle de la matrice dans la rupture différée des matériaux composites	155
1.3.1	Essais statiques préliminaires	155
1.3.2	Essais à long terme en flexion-torsion combinés	159
1.3.3	Limites des essais "elastica"	164
1.4	Etude du vieillissement d'une structure Gridshell	165
1.4.1	Description de la structure étudiée	165
1.4.2	Description de la méthodologie	165
1.4.3	Résultats et discussion	166
1.5	Conclusions	167

La première partie de cette thèse a permis de montrer que si on tente d'exploiter au maximum le potentiel énergétique d'un site urbain grâce à une enveloppe captatrice, celle-ci devra prendre des formes complexes. Pour réaliser ces formes complexes il est envisagé d'utiliser des structures en matériaux composites, en particulier les gridshells. Dans ces structures le matériau principal, composite, est soumis à des chargements permanents dus à la mise en forme de la structure. Il est donc primordial de comprendre et savoir prédire le comportement à long terme des matériaux composites dans ces conditions. Ce sera l'objet de cette deuxième partie de la thèse.

Les effets d'un chargement permanent à long terme sur les matériaux composites sont d'une part le fluage et d'autre part la rupture différée. Une synthèse bibliographique des différents travaux concernant ces deux phénomènes est donnée en annexe B. Cette partie sera consacrée au phénomène de rupture différée principalement.

Dans un premier temps, une étude phénoménologique de ces effets sera présentée. L'objectif de cette étude est de comprendre les phénomènes étudiés et de déterminer les facteurs qui les influencent. Dans les deux chapitres suivants sera présenté un modèle de la rupture différée des matériaux. Ce modèle permet d'intégrer les phénomènes observés et son développement inclut l'introduction de paramètres identifiés comme important durant l'étude phénoménologique (propriétés de la matrice).

1.1 Objectifs de l'étude

Afin d'utiliser les matériaux composites comme principal matériau structurel dans les application du domaine de la construction et du génie civil, leur comportement à long terme sous chargements permanents doit être connu. Lorsqu'un matériau composite, fortement hétérogène, est soumis à des chargements permanents, plusieurs phénomènes se produisent : fluage et rupture différée. L'origine de ces phénomènes est bien connue et est présentée dans l'annexe B, résumant l'étude bibliographique sur la durabilité des matériaux composites.

Durant ces travaux, une étude expérimentale a également été menée afin de mieux comprendre ces phénomènes et plus particulièrement le rôle que chacun des constituants (fibres et matrice) y joue. Les matériaux étudiés sont des matériaux composites pultrudés à base de fibres de verre E et différentes matrices polymères thermodurcissables. Dans cette étude plusieurs types d'essais ont été mis en place. Dans les structures de type gridshell (étudiées dans l'équipe du laboratoire, voir Douthe et al. [2, 3]) ou passerelle sous-tendue (également étudiée par l'équipe, Caron et al. [1]) la rigidité de la structure est obtenue par flexion permanente du matériau et par conséquent l'étude expérimentale a démarré avec ce type de chargement en flexion imposé à des échantillons. Puis, l'étude a été orientée afin de mettre en exergue le rôle de la matrice dans la rupture différée du matériau. Pour cela, des chargements sollicitant directement la matrice ont été appliqués. La torsion du matériau autour de la direction longitudinale permet de mettre en cisaillement la matrice. La torsion a été utilisée seule et en combinaison avec d'autres sollicitations.

Dans une première partie on présentera les résultats des essais menés sur des joncs pultrudés de petits diamètres (4-6mm) en flexion pure puis en chargements impliquant la torsion. Puis les résultats obtenus sur une structure gridshell vieillie dans les conditions extérieures seront présentés.

1.2 Essais sur joncs pultrudés en flexion pure

1.2.1 Description des échantillons

Quatre matériaux différents ont été utilisés pour ces essais. Tous sont fabriqués par pultrusion en utilisant des fibres de verre E comme renfort et ont une géométrie cylindrique de section circulaire. Le renfort des échantillons est unidirectionnel. Le matériau est constitué de fibres de verre dont le comportement est élastique fragile et de matrice polymère viscoélastique. Quatre différents systèmes de résines ont été utilisés pour les échantillons. Il s'agit d'une résine polyester insaturé isophthalique (DION 31045, notée PDion par la suite), résine standard dans l'industrie de la pultrusion, et trois résines vinylester : Derakane 441 (notée VD441), Derakane 470 (notée VD470), une résine de haute performance et une résine Atlac 430 (notée VA430 par la suite). Le diamètre des cylindres est de 5mm et pour le matériau avec la matrice V1430, deux autres diamètres ont été également testés : 4 et 6 mm. Le tableau 1.2.1 donne les propriétés des résines constitutives des matériaux composites étudiés. Le tableau 1.2.2 donne les propriétés des fibres de renfort. Les propriétés mécaniques des constituants sont données par les fournisseurs.

Résine / Propriétés	σ_{rupt} (MPa)	ε_{rupt}	E_m (GPa)	T_g (°C)
Polyester DION 31045	120	3.7%	3.900	125
Vinylester Derakane 441	145	5-6%	3.4	135
Vinylester Derakane 470	160	3-4%	3.8	145
Vinylester Atlac 430	150	6.1%	3.4	130

TAB. 1.2.1 – *Propriétés mécaniques des résines constitutives des échantillons*

Fibre / Propriétés	Diamètre (μm)	E_f (GPa)	Coefficient de Poisson
Verre E	24	72	0.2

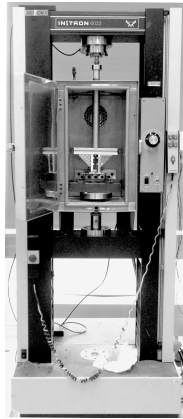
TAB. 1.2.2 – *Propriétés mécaniques des fibres de renfort*

1.2.2 Flexion 4 points, essais statiques et fluage

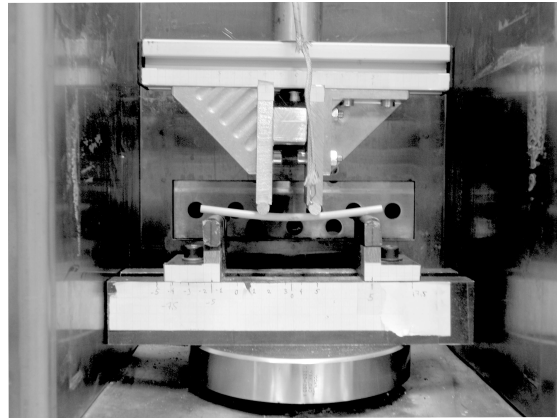
Dans un premier temps des essais statiques ont été réalisés sur une partie des échantillons afin de déterminer les caractéristiques présentées dans le tableau 1.2.5. Puis des essais statiques avec différentes températures ont été réalisés afin d'observer l'influence de la température sur la résistance statique en flexion. La troisième approche consiste à réaliser des essais de fluage sur des périodes relativement courtes et identifier une loi de comportement phénoménologique de fluage (loi de Findley) pour différents niveaux de chargement. Dans ce qui suit, le dispositif et les conditions expérimentales seront d'abord présentés puis les résultats seront discutés puis résumés.

Montage expérimental

Pour les essais en flexion 4 points, une machine de test Instron avec une cellule de force de 10kN a été utilisée avec un bâti de flexion 4 points dont les distances entre appuis sont réglables. La machine est présentée sur la figure 1.1(a) et un zoom sur le bâti de flexion sur la figure 1.1(b). Une chambre thermique permet d'atteindre des températures élevées lors des essais. Le chargement pour les essais statiques est contrôlé en déplacement de la traverse et la position de celle-ci ainsi que la force appliquée sont enregistrés. Pour les essais de fluage un asservissement permet de contrôler le chargement en force : l'échantillon est d'abord chargé en augmentant progressivement la force appliquée puis la force est maintenue constante au cours du temps.



(a) Machine d'essais Instron



(b) Bâti de flexion 4 points

FIG. 1.2.1 – Présentation du dispositif expérimental en flexion 4 points

Lors de l'essai de fluage l'effort tranchant T et le moment de flexion M se répartissent sur la longueur de l'échantillon de la manière représentée sur le graphique figure 1.2.2. Les appuis intérieurs sont placés respectivement à $\frac{1}{3}$ et $\frac{2}{3}$ de la longueur de l'échantillon. Ainsi sur le tiers du milieu de l'échantillon celui-ci est chargé en flexion pure et sur le premier et dernier tiers en flexion combinée avec de l'effort tranchant. Au niveau des appuis se combinent les conditions de moment de flexion maximal et d'effort tranchant maximal.

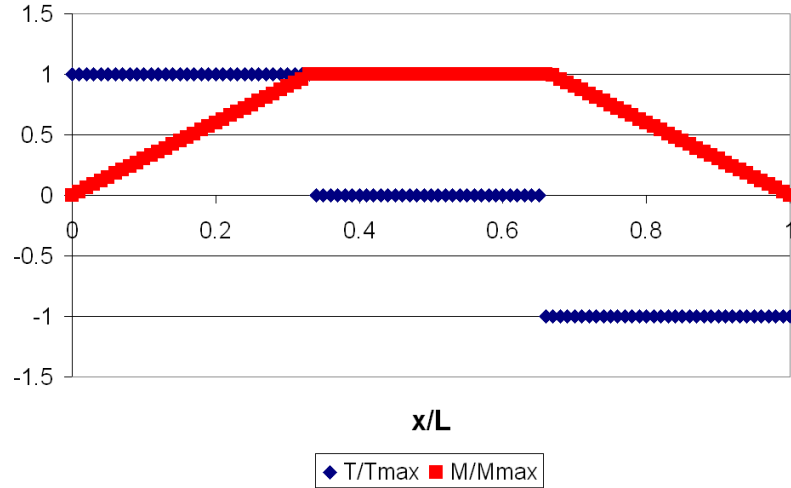


FIG. 1.2.2 – Schéma de répartition de l'effort tranchant et du moment fléchissant sur l'échantillon durant l'essai de flexion 4 points. L'abscisse donne l'abscisse normalisée sur l'échantillon. L'ordonnée donne l'effort tranchant et le moment fléchissant normalisés par leur maximum.

Détermination des propriétés statiques en flexion 4 points

Quatre séries de tests ont été réalisées en flexion 4 points dans les conditions qui suivent :

1. Les échantillons sont de longueur totale 12cm, la distance entre les appuis extérieurs est de 10cm et entre les appuis intérieurs de 3.33cm. Température ambiante.
2. Les échantillons ont les mêmes dimensions que pour la première série et des patins en silicone sont posés sur l'échantillon sous les appuis intérieurs. Température ambiante.
3. Les échantillons sont de longueur totale de 17cm, avec 15cm entre les appuis extérieurs et 5cm entre les appuis intérieurs. Température ambiante.
4. Conditions géométriques et utilisation des patins en silicone comme dans (2) et température variant entre 20 et 60°C.

Le tableau 1.2.3 résume ces conditions. Le tableau 1.2.4 présente les conditions d'essais et différentes propriétés statiques déterminées à partir de ces essais pour les quatre matériaux. Ces propriétés sont : $\sigma_{rupt}(t^\circ)$ - contrainte à rupture en fonction de la température d'essais ; σ_{rupt} - contrainte à rupture à température ambiante ; ε_{rupt} - déformation à rupture ; E - module d'Young du matériau. Pour déterminer la déformation à rupture et le module d'Young des matériaux, une jauge de déformation a été collée sur la face en traction de l'échantillon au centre de l'éprouvette. Pour déterminer la contrainte à rupture à température ambiante des échantillons de Verre/VA430, les résultats d'essais avec températures variables ont été utilisés car la variation de la contrainte à rupture en fonction de la température, comme nous le verrons plus loin, est assez faible.

	(1)	(2)	(3)	(4)
Patins de protection	non	oui	oui	oui
Distance entre appuis intérieurs (mm)	33	33	50	33
Distance entre appuis extérieurs (mm)	100	100	150	100
Température	Ambiante	Ambiante	Ambiante	20-60°C

TAB. 1.2.3 – Résumé des conditions d'essais

	$\sigma_{rupt}(t^\circ)$		σ_{rupt}		ε_{rupt}		E	
	type	nb	type	nb	type	nb	type	nb
Verre/ PDion		0	(3)	5	(3)*	1	(3)*	1
Verre/ VD441		0	(1), (2)	6, 6	(2)*	1	(2)*	1
Verre/ VD470		0	(2)	7	(2)*	1	(2)*	1
Verre/ VA430 4mm	(4)	3	Résultats du $\sigma_{rupt}(t^\circ)$			0		0
Verre/ VA430 5mm	(4)	6	Résultats du $\sigma_{rupt}(t^\circ)$		(2)*	1	(2)*	1
Verre/ VA430 6mm	(4)	6	Résultats du $\sigma_{rupt}(t^\circ)$			0		0

TAB. 1.2.4 – Essais réalisés pour déterminer les propriétés statiques des matériaux. * signifie qu'une jauge de déformation a été collée.

Observations sur les échantillons intégrant la résine vinylester Dérakane 441.

Cette résine a été testée avec les conditions (1) et (2). Dans les deux cas la rupture se fait par rupture et décollement de paquets de fibres enrobés de résine (rupture "fibreuse"). La rupture est progressive et se fait principalement du côté tension entre les deux appuis. Cependant sans patins (voir figure 1.2.3) la rupture est initiée sous l'un des appuis. Avec les patins la rupture est plus aléatoire et se fait généralement au centre (voir figure 1.2.4).



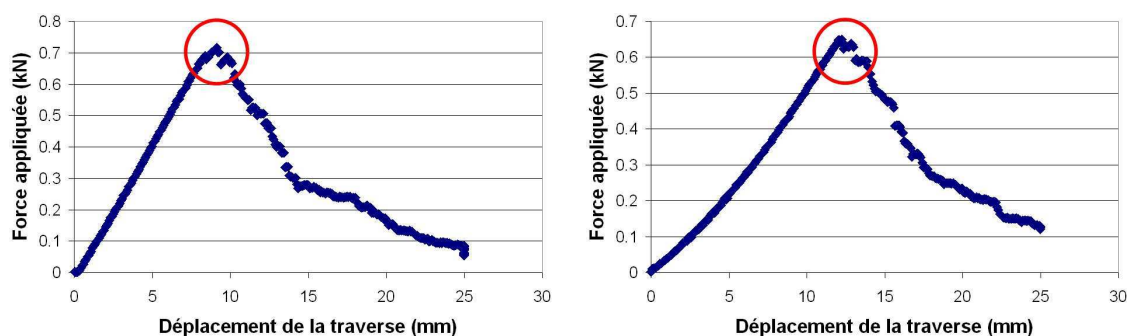
FIG. 1.2.3 – Rupture statique d'un échantillon VD441 sans patins de protection : initiation de la rupture en flexion sous les appuis

Si l'on observe les courbes caractéristiques de la force appliquée en fonction du déplacement de la traverse (figure 1.5(a) pour l'essai sans patins de protection et la figure 1.5(b) pour l'essai avec les patins de protection en silicone), on observe une diminution progressive de celle-ci après l'initiation de la rupture. Sur ces graphiques la zone entourée en rouge représente la rupture du matériau. Cette diminution progressive de la force appliquée est caractéristique du mode d'endommagement lui aussi progressif. La courbe de la figure 1.5(b) présente une non-linéarité dans la partie chargement de l'échantillon. Cette non-linéarité est due au comportement non linéaire des patins en silicone. Ainsi la donnée du déplacement de la traverse ne peut, dans ce cas, être utilisée pour calculer



FIG. 1.2.4 – Rupture statique d'un échantillon VD441 avec des patins de protection : initiation de la rupture en flexion au centre de l'échantillon

la déformation de l'échantillon lui-même. Pour évaluer le module d'Young du matériau, les résultats des essais sans patins ainsi que des essais avec une jauge de déformation collée sur la face en traction de l'échantillon ont été utilisés. Tous les résultats d'essais (avec ou sans patins) sont utilisés pour évaluer la résistance des échantillons en flexion. Celle-ci est évaluée par un calcul élastique à partir de la force maximale appliquée à l'échantillon.



(a) Essai sur un échantillon VD441 sans patins de protection (b) Essai sur un échantillon VD441 avec des patins de protection

FIG. 1.2.5 – Force appliquée en fonction du déplacement de la traverse

Observations sur les échantillons intégrant la résine vinyloester Déarakane 470.

Cette résine a été testée avec les conditions (1) et (2). Lorsque il n'y a pas de patins sous les appuis intérieurs, l'échantillon se fracture de manière fragile sous l'un ou les deux appuis. Il n'y a pas de décollement de mèches de fibres/résine. Des fissures longitudinales émanant des sites d'écrasement sous les appuis peuvent être observées. Avec les patins, la ruine se produit par rupture et décollement de paquets de fibres/résine de manière similaire à celle observée pour les échantillons avec la matrice Derakane 441. Cette ruine commence du côté en tension puis s'accompagne d'un endommagement côté compression.

Si l'on observe les courbes d'évolution de la force appliquée à l'échantillon lorsque celui-ci n'est pas protégé avec des patins (graphique figure 1.8(a)), on peut repérer l'apparition des grandes fissures longitudinales par des diminutions brusques de la force appliquée. Lorsque des patins de protection sont utilisés, la diminution de la force appliquée est plus progressive, à la manière de celle observée pour la résine Derakane 441 (figure 1.8(b)). On observe également sur ces graphiques que la force maximale qui

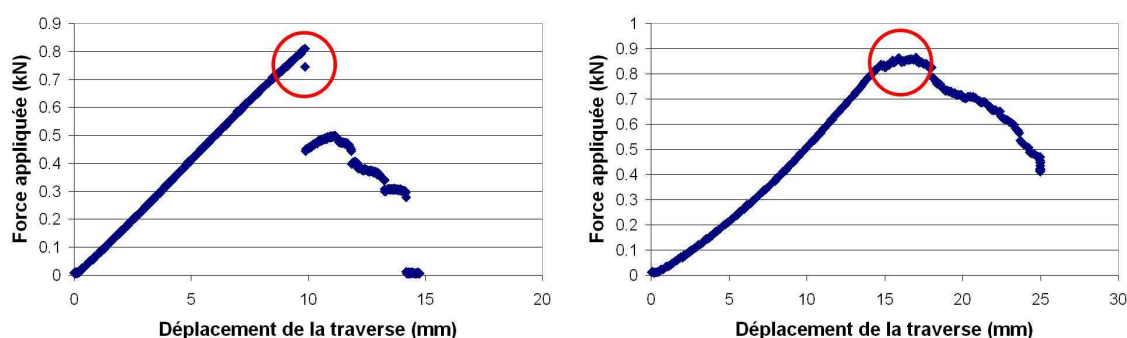


FIG. 1.2.6 – Rupture statique d'un échantillon VD470 sans patins de protection : écrasement de l'échantillon sous les appuis



FIG. 1.2.7 – Rupture statique d'un échantillon VD470 avec des patins de protection : rupture en flexion au centre de l'échantillon

peut être appliquée à l'échantillon est plus faible lorsque les patins ne sont pas utilisés. Ainsi dans le cas (1) on peut conclure que la ruine sous l'effet du cisaillement dû à l'effort tranchant intervient avant l'endommagement de l'échantillon sous l'effet de la flexion, plus progressif. Les essais dans le cas (2) permettent alors de déterminer la résistance en flexion des échantillons.



(a) Essai sur un échantillon VD470 sans patins de protection (b) Essai sur un échantillon VD470 avec des patins de protection

FIG. 1.2.8 – Force appliquée en fonction du déplacement de la traverse

Observations sur les échantillons intégrant la résine polyester Dion. Cette résine a été testée avec les montages (1), (2) et (3). Sans patins (1) la rupture se produit de manière quasi-fragile (voir figure 1.2.9) sous les appuis. Il y a très peu de " mèches " qui se décollent et il y a quelques fissures longitudinales qui partent des appuis et traversent l'échantillon. Dans le cas (2), l'effet du cisaillement est d'avantage visible : l'échantillon se fracture en deux dans le sens longitudinal dès l'initiation de l'endommagement (voir figure 1.2.10). Lorsqu'on augmente la taille de l'échantillon (conditions

(3)), un endommagement progressif en flexion se produit avant que l'échantillon ne se fende en deux sous l'effet du cisaillement (voir figure 1.2.11).



FIG. 1.2.9 – *Rupture statique d'un échantillon PDion de 12cm de longueur sans patins de protection : écrasement de l'échantillon sous les appuis*

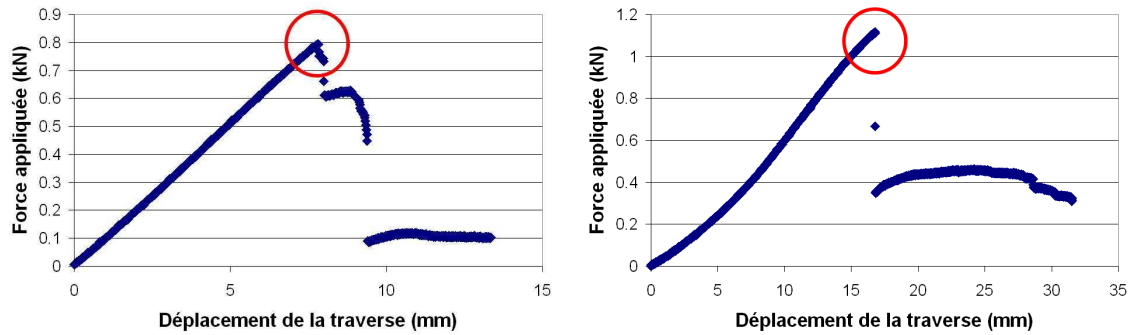


FIG. 1.2.10 – *Rupture statique d'un échantillon PDion de 12cm de longueur avec des patins de protection : fissuration longitudinale en cisaillement*

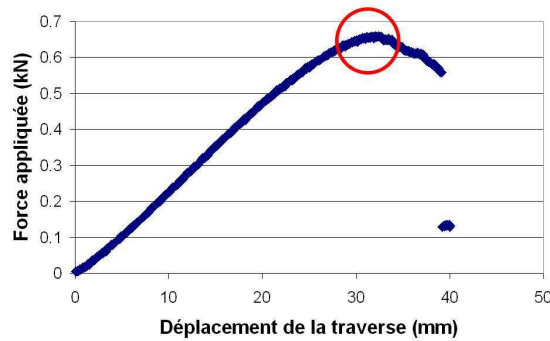


FIG. 1.2.11 – *Rupture statique d'un échantillon PDion de 17cm de longueur avec des patins de protection : rupture en flexion au centre de l'échantillon*

Si l'on observe les courbes d'évolution de la force appliquée à l'échantillon, de même que précédemment, on peut repérer l'apparition de grandes fissures longitudinales par une baisse brusque de la force appliquée et l'endommagement en flexion par une baisse progressive de celle-ci. Ainsi dans le premier cas (figure 1.12(a)) on observe un mélange entre la rupture en flexion et en cisaillement. Dans le deuxième cas (figure 1.12(b)) on peut clairement observer une rupture en cisaillement. Dans le dernier cas (figure 1.12(c)), même si la ruine finale se fait en cisaillement, on peut mesurer la résistance en flexion car on observe d'abord une ruine en flexion sur une plage de force appliquée suffisamment longue.



(a) Essai sur un échantillon PDion de 12cm de longueur sans patins de protection (b) Essai sur un échantillon PDion de 12cm de longueur avec des patins de protection



(c) Essai sur un échantillon PDion de 17cm de longueur avec des patins de protection

FIG. 1.2.12 – Force appliquée en fonction du déplacement de la traverse

Observations sur les échantillons intégrant la résine vinylester Atlac 430.

Les échantillons ont été testés dans les conditions (1) et (4). En effet, d'une manière similaire à celle observée pour les échantillons avec la résine vinylester Derakane 470, ces échantillons, lorsqu'ils ne sont pas protégés par des patins (figure 1.2.13), sont écrasés sous les appuis. Lorsque la rupture se produit en flexion au centre de l'échantillon, le mode de rupture est "fibreuse", comme pour les autres matériaux testés (figure 1.2.14).

Pour ce matériau, les essais de type (4) ont été réalisés pour des températures variant de 20°C à 60°C. Un thermocouple placé dans l'enceinte thermique permet de déterminer précisément la température des essais. Le but est d'observer l'influence de la température sur la résistance initiale du matériau. Les résultats de ces essais sont regroupés dans le graphique figure 1.2.15. On observe une légère baisse de la résistance en fonction de la température qui peut être expliquée par l'augmentation du fluage de la résine et une accentuation de l'endommagement du matériau qui en résulte. Cependant cette baisse étant assez limitée (entre 20°C et 60°C : 8% pour les échantillons de 4mm , 12% pour les échantillons de 5mm et 8% pour les échantillons de 6mm), la résistance initiale σ_{rupt} a été prise égale à la moyenne sur la plage de températures entre 20 et 60°C pour chacun des échantillons.

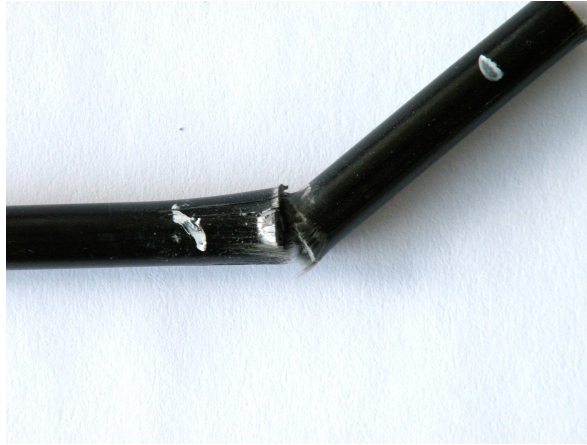


FIG. 1.2.13 – *Rupture statique d'un échantillon VA430 sans patins de protection : rupture brutale de l'échantillon par écrasement sous l'un des appuis*



FIG. 1.2.14 – *Rupture statique d'un échantillon VA430 avec des patins de protection : rupture progressive "fibreuse" en flexion*

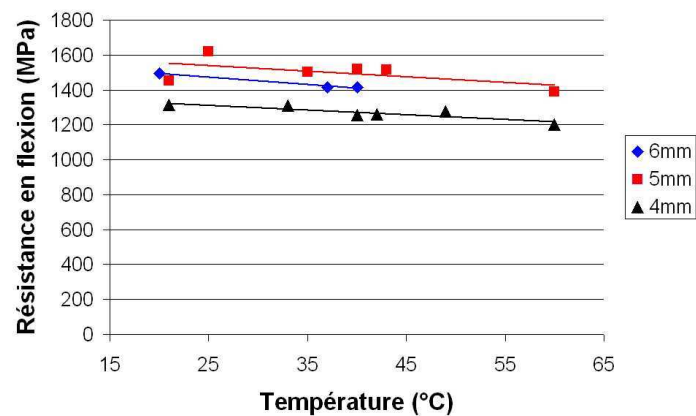
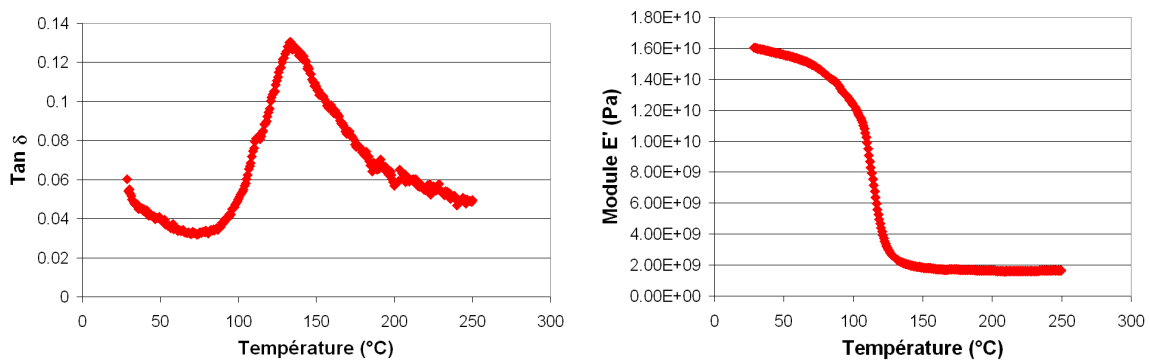


FIG. 1.2.15 – *Résistance en flexion statique en fonction de la température d'essai sur les échantillons VA430 4 mm, 5 mm et 6mm.*

Température de transition vitreuse

Les températures de transition vitreuse ont été déterminées par DMA (Analyse mécanique dynamique) au laboratoire des matériaux de l'IFSTTAR (avec Karim Benzarti). La fraction volumique des fibres a également été déterminée à l'IFSTTAR par perte au feu.

Un exemple de courbes du facteur de perte $\tan \delta$ et du module de conservation sont respectivement présentés dans les figures 1.16(a) et 1.16(b). Ce sont les résultats des analyses mécaniques dynamiques fournis par l'IFSTTAR pour les joncs VA430 de 4mm de diamètre. A partir de ces courbes, la température de transition vitreuse T_g du matériau composite peut être déterminée en repérant le pic de $\tan \delta$.



(a) Evolution du facteur de perte $\tan \delta$ en fonction de la température (b) Evolution du module de conservation en fonction de la température

FIG. 1.2.16 – Résultats de l'analyse mécanique dynamique fournis par l'IFSTTAR

Résumé des propriétés mécaniques statiques des échantillons

Le tableau 1.2.5 résume les propriétés mécaniques et géométriques des échantillons composites étudiés. Ce sont des propriétés moyennes sur les essais réalisés. A la vue du nombre réduit d'essais, les déviations n'ont pas été présentées car considérées comme non représentatives. Ces différents systèmes fibres/matrice sont des systèmes classiques dans l'industrie de la pultrusion. Le matériau Verre/PDion et Verre/VD470 sont considérés comme des matériaux haut de gamme à la fois pour leur propriétés mécaniques et leur durabilité (résistance à la corrosion par exemple, non présentées ici).

Matériau	Diamètre	σ_{rupt} (MPa)	ε_{rupt} %	E (GPa)	V_f	T_g (°C)
Verre/ PDion	5 mm	1320	2.328	49.24	52.71	174
Verre/ VD441	5 mm	894	1.865	43.37	47	159
Verre/ VD470	5 mm	1197	2.314	44.34	47	197
Verre/ VA430	4mm	1270	N/D	N/D	51.3	133
Verre/ VA430	5mm	1500	2.6	43.0	56.1	143
Verre/ VA430	6mm	1442	N/D	N/D	N/D	N/D

TAB. 1.2.5 – Propriétés mécaniques moyennes et géométrie des échantillons

Essais de fluage en flexion 4 points

Les essais précédents ont permis de déterminer les propriétés statiques des échantillons étudiés. Connaissant la résistance initiale des échantillons il a donc été possible d'établir un programme d'essais de fluage pour des niveaux de chargement donnés. Pour ces essais, seuls les échantillons avec la matrice vinylester D441 et D470 ont été utilisés. Les résultats permettent d'observer les différents stades de fluage (fluage primaire, secondaire et tertiaire dans certaines conditions) et d'établir, lorsque cela est possible les propriétés de la loi de Findley, loi phénoménologique de comportement du composite en fluage.

Lors des essais de fluage les patins ont été enlevés et la déformation est calculée à partir du déplacement de la traverse de la machine d'essai. En effet lorsque des jauges sont collées sur la surface de l'échantillon, la colle utilisée pour le collage des jauges flue. La solution choisie a donc été de calculer la déformation de l'échantillon à partir du déplacement de la traverse. La contrainte, elle, est calculée à partir de la donnée de la force appliquée à l'échantillon, constante au cours du temps. Les chargements appliqués aux échantillons varient entre 39 et 70% de leur résistance initiale.

La déformation de fluage peut être décomposée en déformation instantanée ε_0 qui se produit dès l'application de la charge au temps t_0 et une déformation dite différée $\varepsilon_d(t)$. Les essais de fluage ont été effectués à la température ambiante du laboratoire aux alentours de 22°C pendant des durées variant entre un jour et une semaine environ. On enregistre au cours du temps le déplacement des appuis intérieurs et on en déduit la déformation de l'échantillon. L'acquisition est faite à des intervalles de temps variables : au départ des mesures sont prises toutes les secondes puis, au bout de quelques heures, toutes les 15 minutes. Cependant, pour la lisibilité des courbes, celles-ci ont été lissées en construisant des points plus espacés et en prenant des valeurs moyennes sur des périodes de 5 minutes sur les parties où les mesures sont effectuées toutes les secondes et sur une période de 150 minutes sur les parties où les mesures sont prises toutes les 15 minutes.

Afin de comparer les courbes de fluage pour différents niveaux de chargement, on tracera non pas la déformation $\varepsilon(t)$ au cours du temps mais le taux de déformation $\varepsilon_p(t)$ en % par rapport à la déformation initiale ε_0 suivant l'expression :

$$\varepsilon_p(t) = \frac{\varepsilon(t) - \varepsilon_0}{\varepsilon_0}$$

Pour évaluer la déformation de fluage des composites GFRP testés en flexion, il est nécessaire de disposer d'un modèle simple et adéquat au cas des composites unidirectionnels. Comme déjà mentionné, le modèle en loi de puissance de Findley est le plus utilisé pour la prédiction du comportement à long terme des composites pultrudés. Ce modèle présente l'avantage de n'exiger que des résultats de fluage pour déterminer les différents termes de son équation constitutive. L'équation générale du modèle de Findley est donnée par l'équation 1.2.1.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m \left(\frac{t}{t_0} \right)^n \quad (1.2.1)$$

Où $\varepsilon(t)$ désigne la déformation totale de fluage dépendante du temps, ε_0 la déformation initiale qui dépend du niveau de la contrainte appliquée, m - le coefficient de fluage dépendant du niveau de contrainte, n - une constante indépendante du niveau de chargement, t - le temps après le chargement de fluage, t_0 - l'instant où le niveau de

chargement de fluage est atteint. Les paramètres m et n du modèle peuvent être déterminés à partir des résultats d'essais. En arrangeant l'équation 1.2.1 et en appliquant le logarithme aux deux membres, la portion non linéaire devient une ligne droite comme suit :

$$\log(\varepsilon(t) - \varepsilon_0) = \log(m) + n \log\left(\frac{t}{t_0}\right)$$

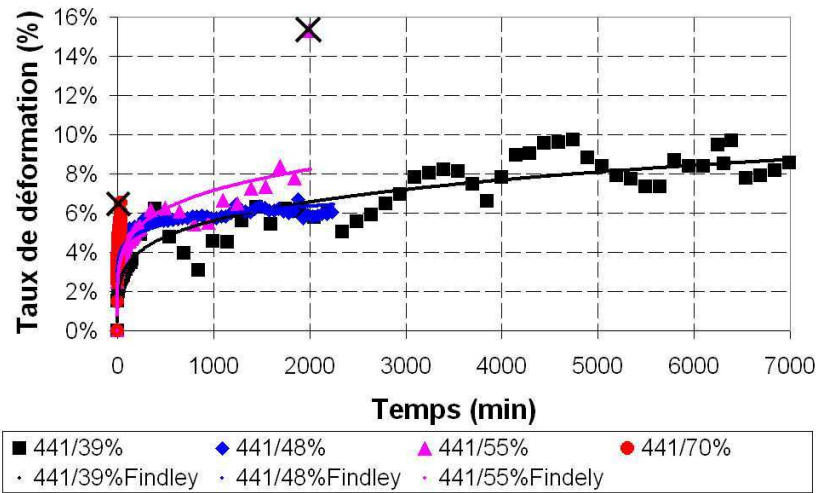
Les paramètres de la loi de Findley ont été déterminés à partir des résultats des essais réalisés. Ils sont résumés dans le tableau 1.2.6. Lorsque la rupture intervient trop rapidement (comme dans le cas des échantillons VD441 chargé à 70% et VD470 chargé à 69%), il a été impossible de déterminer ces propriétés. Le coefficient n caractérise l'effet viscoélastique du matériau. Ainsi, plus n augmente et plus le matériau présente un caractère visqueux. Il est généralement acceptable que cet exposant soit un paramètre constant du matériau. Dans des études antérieures de fluage des composites pultrudés, deux groupes de valeurs ont été distingués : groupe 0,22-0,25 (McClure et Mohammadi 1995 [5], Scott et Zureick 1998 [7]) et l'autre de l'ordre de 0,33 (Mossallam et Bank 1992 [6]). Bien que, les valeurs de n dépendent fortement du matériau, il est difficile de les comparer directement. Par contre, il est appréciable d'en connaître l'ordre de grandeur. A partir du tableau 1.2.6, on peut constater que les matériaux étudiés appartiennent au premier groupe.

Matériau	Verre/VD441			Verre/VD470		
Chargement	39%	48%	55%	42%	51%	56%
$m (\times 10^{-4})$	$6.9 \cdot 10^{-1}$	2.9	1.7	1.8	3.9	2.1
n	0.23	0.11	0.20	0.16	0.14	0.23
$\varepsilon_0(\%)$	0.95	1.32	1.40	1.36	1.70	1.61

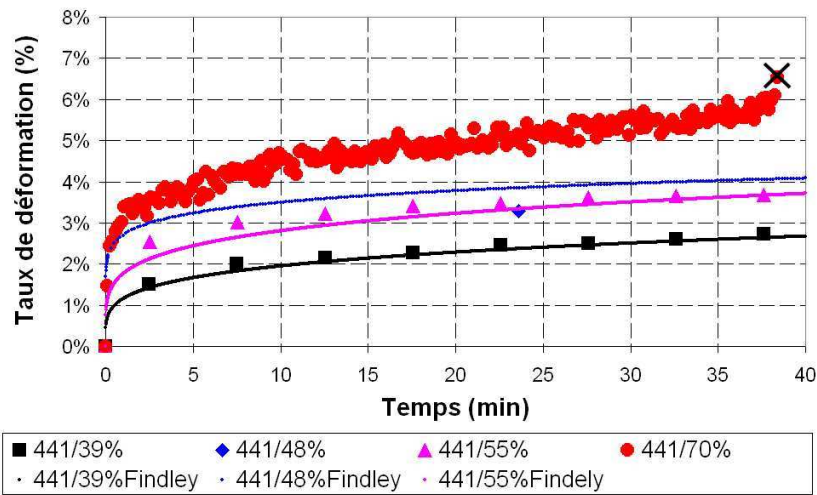
TAB. 1.2.6 – Paramètres de la loi de Findley pour les différentes expériences de fluage en flexion 4 points

Sur les graphiques des figures 1.17(a), 1.17(b), 1.18(a) et 1.18(b) les courbes de la loi de Findley ont été superposés aux courbes expérimentales. Les croix représentent le point de rupture des échantillons.

Matériau composite Verre/ Derakane 441. Les courbes de fluage pour les différents essais réalisés avec ce matériau sont données dans la figure 1.17(a). Les expériences de fluage ne dépassent pas 5 jours. Sur cette période, on peut observer, pour les chargements de 39% et 48% de la résistance initiale, durant respectivement ≈ 6995 et ≈ 2229 minutes, les phases de fluage primaire et secondaire, ce dernier étant caractérisé par un large plateau. A l'issue de ces expériences, le matériau n'est pas rompu. Pour le chargement de 55% on observe la phase de fluage primaire, secondaire et tertiaire, le matériau se rompt à la fin de l'expérience, d'environ 1995 minutes. Cependant, les mesures étant trop espacées, on ne peut observer le point d'inflexion de la courbe de fluage, caractéristique du fluage tertiaire. Pour le chargement à 70%, un zoom sur les premières minutes d'essais est présenté sur la figure 1.17(b). On peut y observer les trois phases de fluage conduisant à la rupture différée du matériau qui intervient environ 38 minutes après le début de l'expérience de fluage.



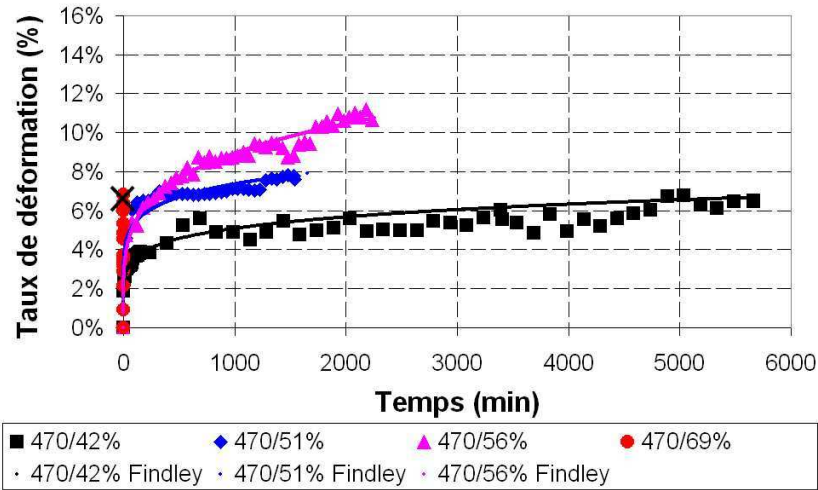
(a) *Courbes de fluage des échantillons Verre/VD441 pour différents chargements*



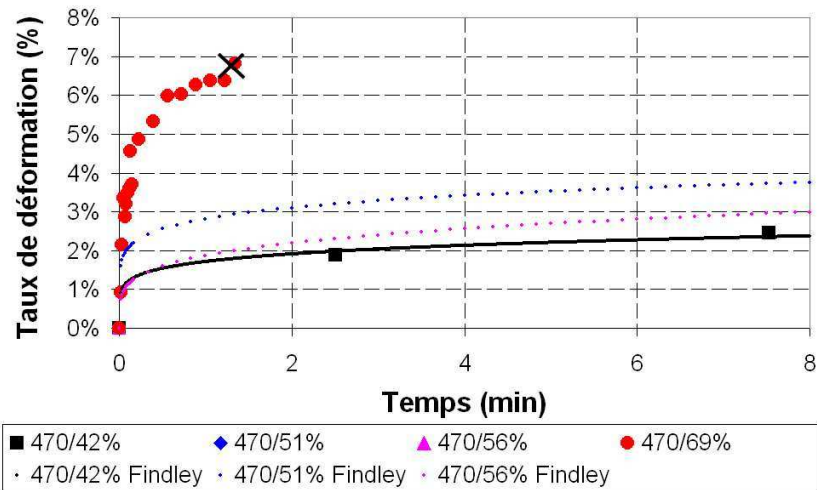
(b) *Zoom sur les premières minutes des expériences*

FIG. 1.2.17 – *Fluage des échantillons Verre/VD441 en flexion 4 points. Les croix sur les graphiques représentent la rupture.*

Matériau composite Verre/ Derakane 470. Les courbes de fluage pour les différents essais réalisés avec ce matériau sont données dans la figure 1.18(a). Les chargements appliqués sont de 42%, 51%, 56% et 69% et les durées sont respectivement de ≈ 5662 , ≈ 1541 , ≈ 2232 minutes et pour le dernier la rupture intervient après ≈ 2 minutes. Pour les trois premiers chargements on observe les phases de fluage primaire et le plateau du fluage secondaire. Pour le chargement à 69%, un zoom sur les premières minutes de l'expérience figure 1.18(b) montre également le fluage tertiaire conduisant à la rupture de l'échantillon. La rupture intervient beaucoup plus rapidement sur les échantillons de verre/VD470 (au bout de 2 minutes) que sur les échantillons verre/VD441 (38 minutes).



(a) Courbes de fluage des échantillons Verre/VD470 pour différents chargements



(b) Zoom sur les premières minutes des expériences

FIG. 1.2.18 – Fluage des échantillons Verre/VD470 en flexion 4 points. Les croix sur les graphiques représentent la rupture.

Conclusions. Pour les deux matériaux le taux de déformation relatif par rapport à la déformation initiale à l'issue de 2000 minutes d'essai pour des chargements inférieurs à 55%, est d'environ 6.5%. La rupture différée du matériau avec une matrice VD441 pour un chargement de 70% à l'issue de 38 minutes, plus tard donc que pour le matériau Verre/VD470 (pour un chargement de 69%, la rupture intervient après 2 minutes d'essai). Cependant pour un chargement de 55%, le matériau Verre/VD441 subit une rupture différée contrairement au matériau Verre/VD470 (pour un chargement de 56%, pas de rupture). Les figures 1.2.17 et 1.2.18 montrent clairement que le matériau Verre/VD470 subit un fluage plus important que le matériau Verre/VD441 il a donc une tenue moins importante à ce phénomène.

Les tests en fluage étant effectués sur des durées réduites et souvent différentes pour les différents chargements, il est impossible de caractériser quantitativement les matériaux étudiés et leur tenue au fluage. Toutefois ces essais montrent la complexité du

phénomène de fluage des matériaux composites et permettent de voir qualitativement l'influence du chargement sur le comportement de fluage d'un matériau et en particulier le passage entre fluage secondaire et tertiaire. Il est primordial d'effectuer des essais en fluage plus longs. Il est également essentiel de modéliser les matériaux de manière très fine par le biais d'une modélisation micromécanique. Une telle modélisation permettrait de prendre en compte le comportement de la matrice viscoélastique, ce sera l'objet des chapitres suivants.

1.2.3 Anneaux, essais à long terme

Les essais de fluage en flexion 4 points ont permis de mettre en évidence la rupture différée. Dans la présente série d'essais, l'objectif est de déterminer la durée de vie des échantillons chargés à un niveau de déformation de flexion imposé et de déterminer l'influence de la température sur celle-ci. Ce sont des essais à long terme dont les résultats sont encore à venir. Trois types de joncs ont été utilisés pour ces essais : VA430 de 4, 5 et 6mm.

Description de l'essai

Afin de charger des échantillons en flexion pure et uniforme sur toute la longueur de ceux-ci, le dispositif qui consiste à mettre les échantillons en anneaux a été utilisé. Pour cela la longueur adéquate a été préalablement calculée en utilisant la valeur moyenne des modules de flexion et de la contraintes à rupture trouvés au travers des essais statiques présentés plus haut. Les extrémités des échantillons sont placés dans des manchons métalliques. L'échantillon est courbé afin de relier les manchons par un cylindre en métal qui sert de fourreau. Le dispositif monté est présenté dans la figure 1.2.19.

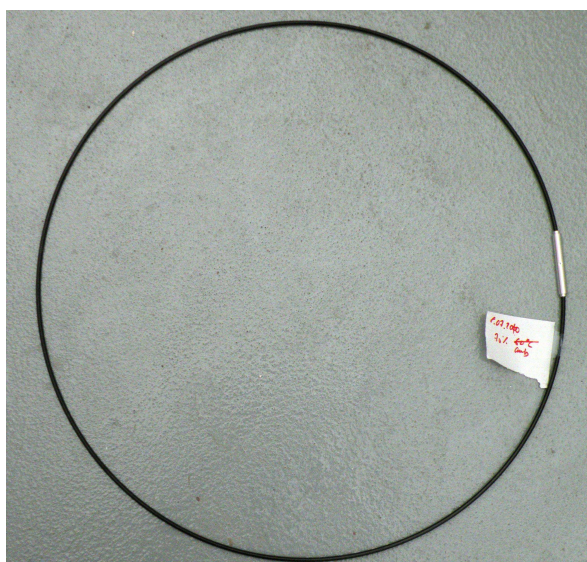


FIG. 1.2.19 – *Essais à déformation de flexion imposée : anneau*

Le tableau 1.2.7 résume les essais en cours.

Temp.	Chargement en flexion	Long.	Diamètre	Date de chargement	Durée de vie (h)	Nb.
20°C	12%	3.47 m	4 mm	11/8/2010	>18000	4
60°C	16%	2.6 m	4 mm	11/8/2010	>18000	2
20°C	16%	2.6 m	4 mm	11/8/2010	>18000	2
60°C	20%	2.08 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
20°C	20%	2.08 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
60°C	25%	1.73 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
20°C	25%	1.73 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
60°C	29%	1.49 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
20°C	29%	1.49 m	4 mm	9/7/2010	>18792	2
60°C	32%	1.32 m	4 mm	25/6/2010	>19128	1
20°C	32%	1.32 m	4 mm	25/6/2010	>19128	1
60°C	34%	1.32 m	5 mm	25/6/2010	>19128	1
20°C	34%	1.32 m	5 mm	25/6/2010	>19128	1
60°C	36%	1.57 m	6 mm	25/6/2010	1416 h	1
20°C	36%	1.57 m	6 mm	25/6/2010	>19128	1

TAB. 1.2.7 – Conditions d’essais à long terme en flexion pure à déformation imposée

Résultats et discussion

Le seul échantillon cassé à ce jour est un échantillon de 6mm de diamètre, chargé à 36%. Il a cassé à l’issue d’environ 1400h. La rupture qu’il présente diffère considérablement du mode de rupture habituel en flexion pure : la rupture est brutale et très concentrée dans une section. La rupture s’est produite au niveau de l’un des manchons métalliques, où un effort tranchant se superpose au moment de flexion. La rupture de cet échantillon est présentée dans la figure 1.2.20. Sur la figure 1.20(b) on voit le faciès de rupture de cet échantillon. La section peut être divisée en deux : une partie où la surface est quasiment nette et une autre partie où des fibres sont tirées de la matrice sur une courte longueur.



FIG. 1.2.20 – Rupture d’un échantillon chargé à 36% de 6mm de diamètre

Il est difficile de faire des conclusions à partir d’un seul résultat, cependant celui-ci, combiné aux observations sur les essais statiques en flexion 4 points, nous a conduit à

porter une attention particulière aux effets du cisaillement sur la résistance (instantanée et différée) des matériaux composites.

1.2.4 Elasticas, essais à long terme

Description de l'essai

L'objectif de ces essais est d'observer l'influence du chargement permanent sur la résistance résiduelle du matériau. Pour cela trois types de matériaux ont été utilisés : VD441, VD470 et PDion. Afin d'imposer un chargement permanent et obtenir plusieurs niveaux de chargement sur un même échantillon, le dispositif suivant a été mis en place. Il consiste à couper des joncs d'une longueur donnée correspondant au niveau de chargement maximal souhaité, puis à joindre les deux extrémités du jonc en laissant la rotation libre à la jonction. La forme obtenue est équivalente à celle d'une tige post-flambée qu'Euler baptisa "elastica". Elle sera notée ainsi dans la suite. La figure 1.21(b) illustre cette forme obtenue pour cet essai. Sur la figure 1.21(a) le dispositif métallique permettant de maintenir les extrémités tout en laissant la rotation libre est présenté.

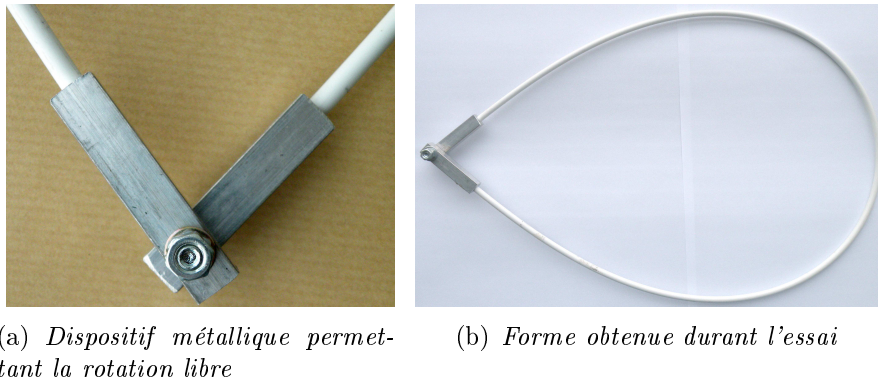


FIG. 1.2.21 – Essais en flexion à long terme "elastica", dispositif mis en place

Le moment de flexion maximal est obtenu au centre de l'échantillon. Les graphiques 1.2.22 montrent les variations normalisées de l'effort normal, de l'effort tranchant et du moment de flexion sur la longueur normalisée d'un échantillon chargé. Ces graphiques ont été obtenus par une analyse en grands déplacements à l'aide du logiciel AlgoRD développé par Cyril Douthe durant sa thèse au laboratoire Navier [4].

On cherche à imposer un niveau donné au moment de flexion au centre de l'échantillon. Celui-ci dépend directement de la longueur de l'échantillon et de la rigidité du matériau. Pour calculer les longueurs correspondantes, un programme sous Matlab a été écrit.

Pour chaque type de matériau, 6 échantillons sont chargés à la même date. Puis, à l'issue de 3 jours un échantillon est déchargé, découpé en éprouvettes (comme indiqué schématiquement sur la figure 1.2.23) pour en tester la résistance résiduelle dans un essais de flexion 4 points. Ainsi chaque éprouvette a suivi un chargement différent car elle provient d'une position dans l'échantillon différente. L'opération est répétée avec un autre échantillon à l'issue de 7 puis 21 et 35 jours. Les deux échantillons elasticas restants sont laissés tel quels jusqu'à la rupture naturelle du matériau. Cette rupture se produit généralement au centre de l'échantillon, on sait donc que la résistance résiduelle

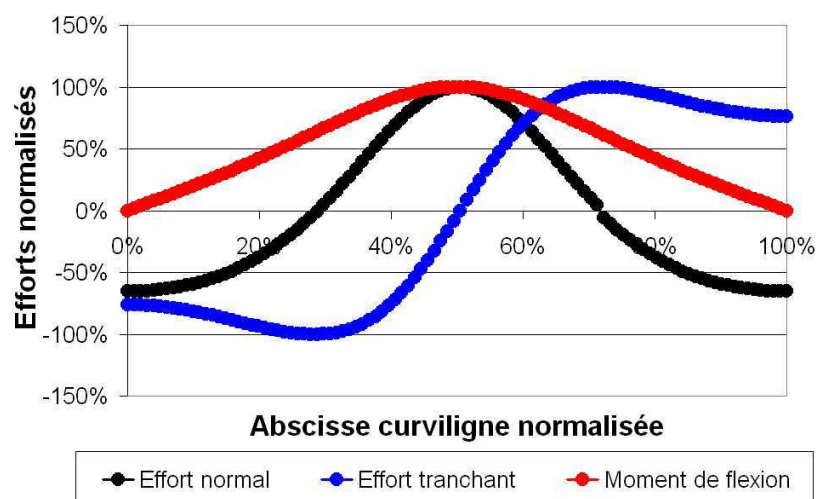


FIG. 1.2.22 – *Efforts normalisés dans un échantillon "elastica" chargé*

à la fin de cette période d'essai est égale au chargement maximal imposé à l'échantillon en son centre.

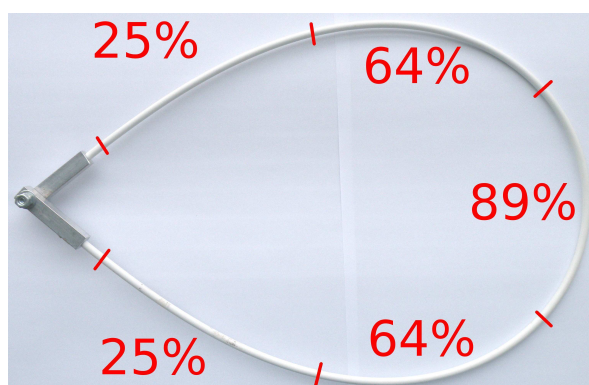


FIG. 1.2.23 – *Exemple de l'échantillon Verre/PDion : 5 éprouvettes en sont extraites avec 3 niveaux de chargement différents*

Le tableau 1.2.8 regroupe les chargements imposés aux éprouvettes recueillies sur différents échantillons. Le nombre indique la quantité d'éprouvettes obtenues à partir de chaque échantillon déchargé. La dernière ligne du tableau donne donc le chargement maximal imposé à l'échantillon.

En ce qui concerne les échantillons laissés tels quels jusqu'à la rupture, le tableau 1.2.9 donne la valeur des chargements maximaux imposés à ceux-ci pour différents matériaux.

Verre/VD441		Verre/VD470		Verre/PDion	
Chargement	Nb.	Chargement	Nb.	Chargement	Nb.
11%	2	13%	2	25%	2
19%	2	28%	2	64%	2
29%	2	44%	2	89%	1
39%	2	58%	2		
49%	2	65%	1		
57%	2				
60%	1				

TAB. 1.2.8 – Conditions d’essais à long terme en flexion pure à déformation imposée

Verre/VD441		Verre/VD470		Verre/PDion	
60%	70%	65%	80%	80%	90%

TAB. 1.2.9 – Conditions d’essais à long terme en flexion pure à déformation imposée

Résultats et discussion

Les graphiques des figures 1.2.24, 1.2.25 et 1.2.26 présentent les résultats obtenus pour ces essais de rupture en flexion 4 points (qui ont permis de déterminer la résistance résiduelle). Les essais notés *lim* représentent les résultats des échantillons laissés jusqu’à la rupture naturelle des élasticas. Ces courbes montrent la baisse de résistance résiduelle après vieillissement provoqué par le chargement permanent imposé aux échantillons.

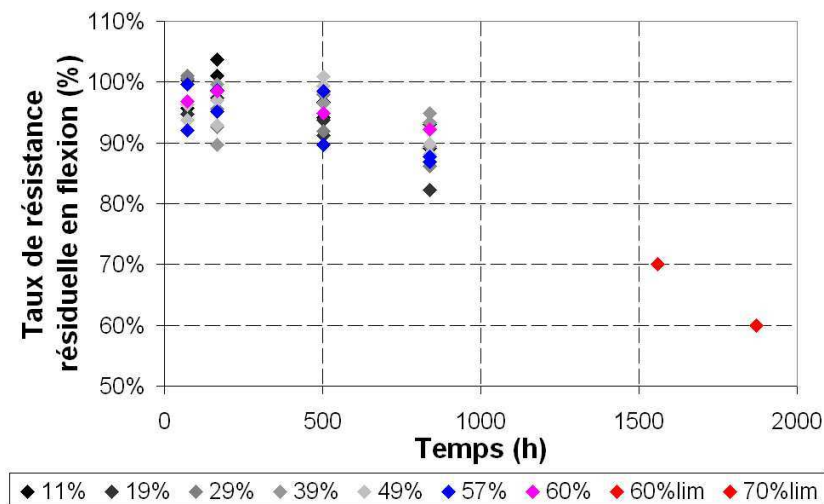


FIG. 1.2.24 – Baisse de la résistance résiduelle des échantillons de Verre/VD441 soumis à un chargement permanent

Pour comparer les trois matériaux entre eux, les courbes ont été superposées dans la figure 1.2.27. Cependant, à la vue de la dispersion des valeurs des résistances obtenues pour un essai statique, l’influence du chargement imposé à chaque éprouvette par rapport à un autre chargement est difficile à discerner. Pour cette raison à chaque moment où les tests de résistance résiduelle sont effectués, les résistances représentées sur

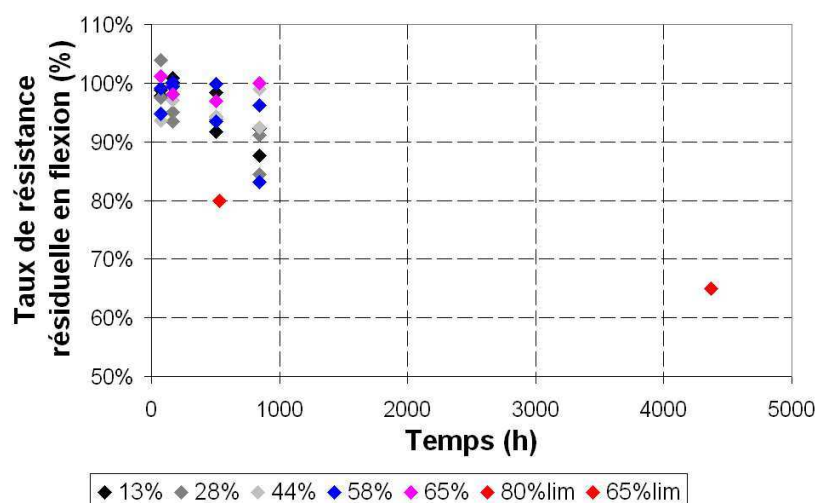


FIG. 1.2.25 – Baisse de la résistance résiduelle des échantillons de Verre/VD470 soumis à un chargement permanent

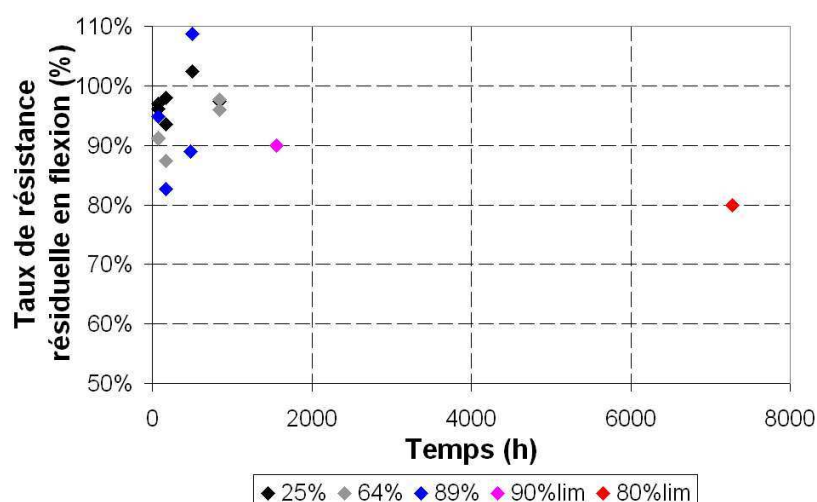


FIG. 1.2.26 – Baisse de la résistance résiduelle des échantillons de Verre/PDion soumis à un chargement permanent

la figure 1.2.27 sont les moyennes des résistances obtenues pour différents chargements des éprouvettes testées à ce moment.

Même si on ne peut quantifier l'influence du niveau de chargement imposé sur la résistance résiduelle, on observe sur cette figure, une baisse prononcée de la résistance résiduelle avec l'allongement du temps de vieillissement. On peut également apprécier qualitativement la performance des trois matériaux : le Verre/VD441 résiste le moins au vieillissement prolongé, on observe pour ce matériau la baisse la plus rapide de la résistance résiduelle ; Verre/VD470 présente une meilleure résistance et Verre/PDion présente la baisse la moins marquée de sa résistance résiduelle. La différence entre Verre/VD441 et Verre/VD470 peut être expliquée par la qualité de la résine alors que celle avec Verre/PDion peut en partie être justifiée par le fait que sa fraction volumique en fibres est plus élevée. Alors qu'elle est de 47% pour les Verre/VD441 et Verre/VD470,

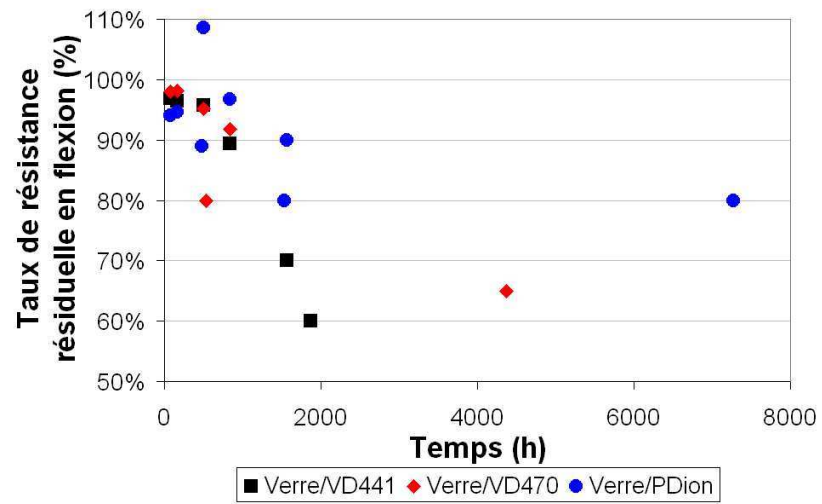


FIG. 1.2.27 – Baisse comparée de la résistance résiduelle des différents matériaux

elle est de 52.71% pour le Verre/PDion.

1.2.5 Conclusions

Ces différents essais en flexion statique et en fluage ont permis d'observer les points suivants :

- Plusieurs modes de rupture statique existent suivant le chargement qui provoque la ruine du matériau : rupture "fibreuse" lorsque le matériau rompt sous l'action du moment fléchissant ; une rupture par fissuration longitudinale lorsque celle-ci intervient sous l'action du cisaillement.
- La rupture "fibreuse" est progressive alors que la rupture par cisaillement est brutale.
- La température de l'essai a une influence (faible dans les résultats présentés ici) sur la résistance du matériau.
- Les essais de fluage ont permis l'observation du fluage primaire, secondaire et tertiaire conduisant à la rupture différée de l'échantillon.
- La vitesse de transition entre différentes phases de fluage dépend du niveau de chargement en flexion imposé à l'échantillon.
- La rupture différée a été observée pour différents matériaux composites (différentes matrices et taux volumique des fibres).
- Les résultats d'essais statiques et à long terme nous amènent à porter une attention particulière aux chargements en cisaillement car ils provoquent une rupture brutale du matériau.

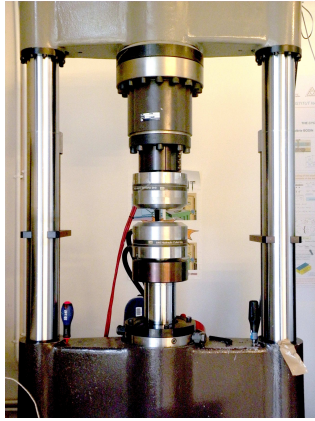
Ce dernier point constitue la motivation pour la deuxième série d'essais qui tentera de mettre en évidence le rôle de la matrice dans la rupture différée du matériau à travers des chargements présentant une composante en cisaillement.

1.3 Mise en évidence du rôle de la matrice dans la rupture différée des matériaux composites

Le but de cette section est de comprendre, à travers des essais spécifiques, le faciès de rupture brutale observé pour les essais de flexion 4 points (lorsque la rupture intervient sous les appuis) et pour l'anneau cassé au niveau des manchons. Ce faciès inhabituel est-il le résultat du cisaillement seul, du cisaillement combiné à la traction ou à la compression ? Quelle est l'importance du niveau de cisaillement imposé sur la durée de vie des échantillons testés ? Le cisaillement est une sollicitation directe de la matrice du matériau composite. Des essais spécifiques induisant du cisaillement devraient donc mettre en évidence le rôle de la matrice dans la rupture différée des matériaux composites. Les différents essais seront effectués sur les matériaux Verre/VA430 de diamètres 4,5 et 6mm.

1.3.1 Essais statiques préliminaires

Dans un premier temps on réalise des essais statiques pour déterminer les modes de rupture obtenus pour différents chargements. Ces essais statiques sont effectués, sauf mention contraire, sur une machine MTS hydraulique présentée sur la figure 1.3.1. Cette machine permet de contrôler le chargement en angle de rotation, couple de torsion, force de traction/compression ou déplacement vertical des mors.



(a) *Dispositif de chargement de la machine*



(b) *Tableau de contrôle de la machine*

FIG. 1.3.1 – *Machine d'essais MTS hydraulique utilisée pour les essais statiques*

Torsion pure

Pour cet essai la machine d'essai n'a pas été utilisée, mais un montage différent a été employé. Il est présenté sur la figure 1.3.2. Ce dispositif permet de contrôler le chargement en angle de rotation. Un échantillon d'environ 1m de longueur est inséré dans les mors du dispositif puis l'angle de rotation est augmenté jusqu'à l'apparition de fissures longitudinales sur l'échantillon. Cette rupture par fissuration longitudinale est présentée figure 1.3.3.

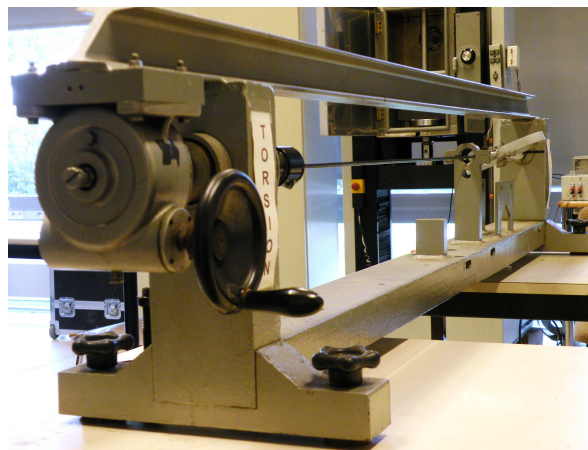


FIG. 1.3.2 – *Dispositif d'essais permettant d'imposer un chargement en torsion aux échantillons*



FIG. 1.3.3 – *Mode de rupture en torsion pure : fissuration longitudinale*

Compression pure

Pour ces essais des échantillons d'une longueur totale de 6.5 cm et de diamètre 5mm ont été coupés, puis un usinage sur leur partie centrale est effectué afin de réduire localement le diamètre et favoriser la rupture au centre de l'échantillon et non au niveau des talons qui sont des pièces métalliques cylindriques laissant une longueur libre de 2.5 cm. Cet assemblage est ensuite placé dans les mors de la machine d'essai. Le chargement s'effectue en contrôlant manuellement le déplacement de la traverse dans la direction verticale. L'essai est arrêté lorsque la rupture de l'échantillon est observée. Celle-ci est présentée dans la figure 1.3.4. Il s'agit d'un mode de rupture classique de type kink-band en compression. Lorsque la rupture intervient, une forte cohésion entre les deux parties de l'échantillon persiste. Pour trouver le chargement qui provoque la rupture brutale et localisée, des chargements combinés sont alors mis en place.



FIG. 1.3.4 – *Mode de rupture en compression pure : kink-band*

Torsion-traction

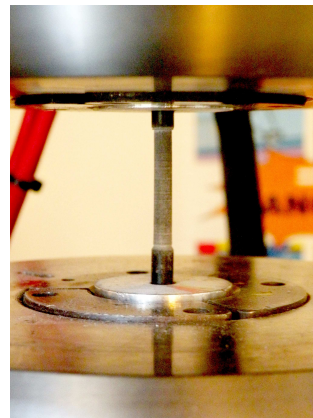
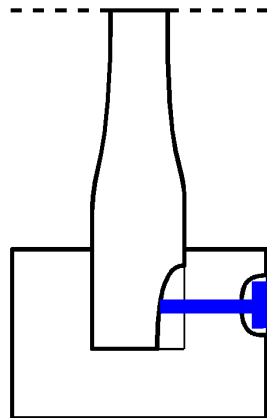
Les échantillons de 5mm de diamètre sont coupés à une longueur de 15cm. Les extrémités sont collées dans des talons spécifiques qui sont ensuite insérés dans la machine d'essai. Le chargement imposé est contrôlé manuellement en déplacement vertical et angle de rotation. La rupture de l'échantillon est "fibreuse", c'est-à-dire que des paquets de fibres/matrice se détachent de l'échantillon principal, comme on peut le voir sur la figure 1.3.5. Ainsi ce n'est pas la combinaison du cisaillement avec la traction qui provoque la rupture brutale et localisée de l'échantillon.



FIG. 1.3.5 – *Mode de rupture en torsion-traction : morcellement longitudinal de l'échantillon*

Torsion-compression

Des échantillons de longueur de 7cm et de 5mm de diamètre sont usinés sur une longueur de 3cm dans la partie centrale. Des méplats sont également usinés sur les extrémités des échantillons. Ces extrémités sont placées dans des pièces cylindriques en aluminium. Une vis vient ensuite appuyer sur le méplat perpendiculairement à l'axe de l'échantillon. En serrant la vis, on bloque la rotation de l'échantillon par rapport au cylindre en aluminium. Ce montage est présenté schématiquement sur la figure 1.6(a). Ces fixations métalliques sont alors placées dans les mors de la machine d'essai et serrées. Le montage expérimental dans la machine d'essai est présenté sur la figure 1.6(b).

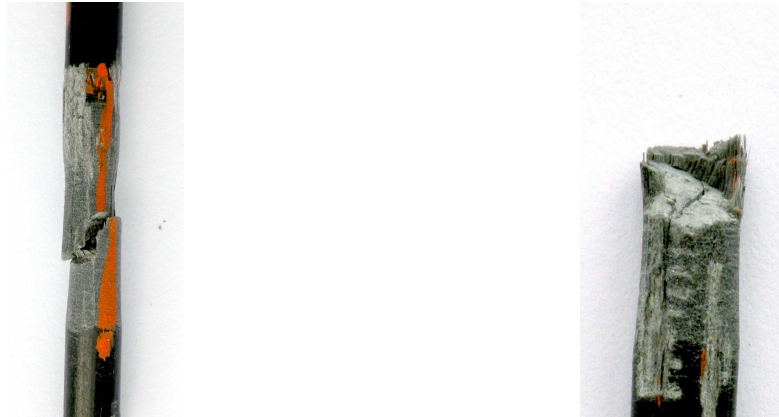


(a) *Schéma de la fixation métallique permettant d'éviter le glissement de l'échantillon dans ses fixations*
(b) *Échantillon placé dans la machine d'essai avec mors de la machine d'essai*

FIG. 1.3.6 – *Montage expérimental pour les essais statiques de torsion-compression*

Le mode de rupture obtenu est brutal et localisé (voir figure 1.7(a)). La surface de rupture est inclinée par rapport à l'axe de l'échantillon. Comme on peut le voir sur la figure 1.7(b), une partie de la section rompue est quasiment lisse et l'autre partie présente des fibres tirées de la matrice sur une longueur courte. Une contrainte de cisaillement associée à la compression serait donc responsable de l'initiation de la rupture brutale et localisée. Dans la section suivante seront présentés les essais à long

terme en flexion-torsion qui présente, dû au profil linéaire des contraintes axiales dans le diamètre du jonc, à la fois les situations de torsion-compression et torsion-traction.



(a) *Rupture de l'échantillon en torsion-compression* (b) *Zoom sur le faciès de rupture*

FIG. 1.3.7 – *Rupture brutale et localisée d'un échantillon chargé en torsion-compression*

1.3.2 Essais à long terme en flexion-torsion combinés

Nous avons identifié durant les essais statiques un mode de chargement combiné qui provoque une rupture brutale et localisée de l'échantillon. Ce chargement en torsion-compression combinés sollicite directement la matrice du matériau composite et met donc en évidence l'importance de celle-ci dans la résistance du matériau composite. Dans cette section des essais à long terme seront présentés où des échantillons soumis à un chargement permanent en flexion seront également sujets à un chargement en torsion. Nous allons voir comment le niveau de chargement en torsion influence la durée de vie de l'échantillon.

Description de l'essai

Le dispositif d'essai utilisé dans cette série est similaire à celui présenté dans la section 1.2.4 et nommé *elastica*. Les échantillons d'une certaine longueur, qui dépend du chargement maximal en flexion que l'on souhaite imposer à l'échantillon, sont courbés et leurs extrémités sont jointes par un dispositif permettant une rotation libre. Cependant dans la présente série d'essais, avant de rejoindre les deux extrémités de l'échantillon, un demi-tour ou un tour entier de torsion est appliqué à l'échantillon. Ainsi le chargement imposé combine torsion et flexion en même temps. Une partie des échantillons est laissée à température ambiante, les autres échantillons sont ensuite placés dans une enceinte thermique (comme montré sur la figure 1.3.8) où la température est maintenue à 60°C.

Pour ces essais trois types d'échantillons ont été utilisés : Verre/VA430 de 5mm de diamètre, Verre/VA430 de 4 mm de diamètre et Verre/VD470. Les propriétés en cisaillement, module et résistance, du matériau Verre/VA430 ont été déterminées par des essais en torsion statiques avec une jauge de déformation collée sur la surface de l'échantillon. Les propriétés en cisaillement du matériau Verre/VD470 ont été déterminées dans une étude expérimentale qui ne sera pas présentée ici. Le tableau 1.3.1 résume ces propriétés.

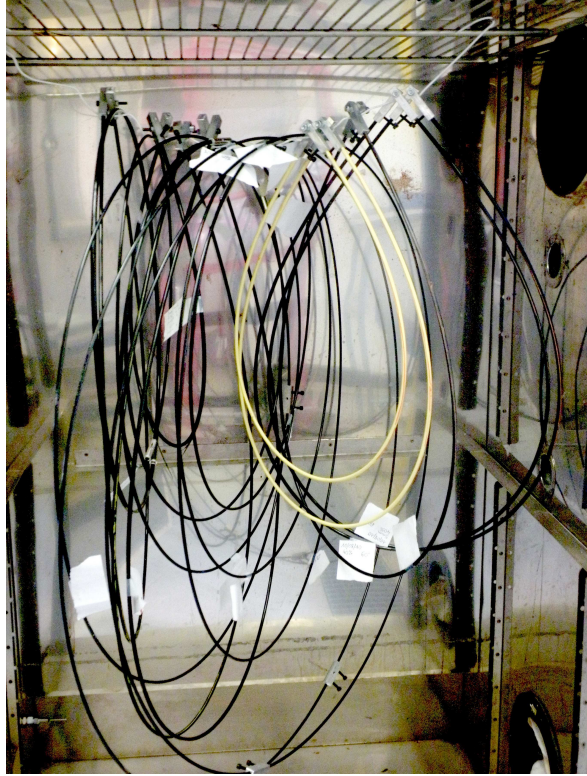


FIG. 1.3.8 – Échantillons chargés en flexion-torsion permanente placés dans l'enceinte thermique

Matériau	Verre/VA430	Verre/VD470
Résistance en cisaillement τ_r (MPa)	57	50
Module en cisaillement G (GPa)	3.4	2.6

TAB. 1.3.1 – Propriétés en cisaillement des matériaux testés

Différents niveaux de chargements en torsion et flexion sont appliqués. Il a été choisi d'utiliser la même longueur d'échantillon pour le matériau Verre/VD470 et Verre/VA430 de 5mm de diamètre. Le Verre/VD470 est plus raide en flexion, les niveaux de chargement correspondant à une longueur données sont donc plus élevés que ceux du matériau VA430 5mm. Les échantillons de Verre/VA430 de 4mm de diamètre ont des longueurs différentes pour imposer les mêmes niveaux de chargement qu'aux échantillons de Verre/VA430 de 5mm de diamètre. Les longueurs et niveaux de chargement pour les différents échantillons sont donnés dans les tableaux 1.3.2, 1.3.3, 1.3.4.

La raideur en cisaillement du matériau Verre/VD470 est plus faible que celle du Verre/VA430, les niveaux de chargement en cisaillement associés au même nombre de tours de torsion appliqué à une longueur donnée de matériau sont donc plus faibles. La torsion provoque dans une section de matériau un champ de contrainte de cisaillement non uniforme. Nulle au centre, elle croît linéairement avec la distance au centre de la section, pour atteindre son maximum à la périphérie de l'échantillon. Comme le rayon des Verre/VA430 4mm est plus faible que celui des Verre/VA430 5mm, la contrainte de cisaillement maximale trouvée sur la périphérie de l'échantillon serait donc plus faible

Chargement en flexion	40%	45%	50%	55%	60%	70%
Longueur (cm)	151	134	121	110	101	86
Chargement en torsion correspondant à 1 tour	62%	70%	77%	86%	93%	110%
Chargement en torsion correspondant à 0.5 tour	31%	35%	39%	43%	47%	55%

TAB. 1.3.2 – *Conditions de chargement des échantillons Verre/VA430 de 5mm de diamètre*

Chargement en flexion	40%	45%	50%	55%	60%
Longueur (cm)	153	136	122	111	102
Chargement en torsion correspondant à 1 tour	49%	55%	62%	68%	74%
Chargement en torsion correspondant à 0.5 tour	25%	28%	31%	34%	37%

TAB. 1.3.3 – *Conditions de chargement des échantillons Verre/VA430 de 4mm de diamètre*

Chargement en flexion	52%	58%	65%	71%	77%
Longueur (cm)	151	134	121	110	101
Chargement en torsion correspondant à 1 tour	53%	60%	66%	73%	79%
Chargement en torsion correspondant à 0.5 tour	26%	30%	33%	36%	40%

TAB. 1.3.4 – *Conditions de chargement des échantillons Verre/VD470*

à longueur d'échantillon et nombre de tour égaux.

Résultats et discussion

Les résultats de ces essais sont représentés dans le tableau 1.3.5. Pour chaque condition d'essais la durée de vie des échantillons est répertoriée. Certains échantillons sont en charge et n'ont pas encore cassé à l'heure de l'écriture de ce document, leur durée de vie est notée sous la forme $> T$ où T est le temps écoulé depuis le moment de chargement. Les résultats des essais sur les échantillons de Verre/VA430 de 4 et 5mm diamètre testés à 60°C ont été regroupés dans la même colonne car il s'agit d'un même matériau ayant subi des combinaisons de chargement différentes. Les observations suivantes peuvent être faites sur ces résultats :

- Si on considère les résultats des échantillons de Verre/VA430 4 et 5mm testés à 60°C on constate que la durée de vie des échantillons testés diminue lorsque le chargement en torsion augmente.
- On observe également sur ces résultats que le niveau de chargement en torsion a une influence plus importante sur la durée de vie que le niveau de chargement en flexion. Ceci est particulièrement visible lorsqu'on compare les résultats des échantillons testés à 50% en flexion et 62% en torsion et ceux testés à 50% en flexion et 77% en torsion. Pour les premiers 2 échantillons sur 3 n'ont toujours pas cassé et l'échantillon rompu a une durée de vie de 120 heures environ alors que pour les deuxièmes, la durée de vie ne dépasse pas, pour la plupart 1 heure.
- La température élevée diminue la durée de vie des échantillons. On peut notamment observer cet effet en comparant la durée de vie des échantillons Verre/VA430 à 60°C et à température ambiante testés à 50% en flexion et 77% en torsion. Pour les échantillons testés à 60°C la durée de vie ne dépasse pas 1 heure alors que pour les échantillons testés à température ambiante, la durée de vie est supérieure au moins à 19000 heures.
- Les tendances décrites précédemment, se confirment sur les échantillons de Verre/VD470 et ne sont donc pas spécifiques au matériau Verre/VA430.

La figure 1.3.9 présente le mode de rupture en flexion-torsion combinés. La rupture est brutale et différée. La rupture est localisée dans une section de l'échantillon. Cette section est partagée entre une partie où la surface est quasiment nette et une deuxième partie où des fibres ont été tirées et se présentent sous forme de brosse.



FIG. 1.3.9 – *Mode de rupture différée sous chargement permanent en torsion-flexion*

Ces résultats soulignent l'importance du rôle de la matrice dans la rupture différée des matériaux composites. En effet, c'est lorsque le niveau de chargement en torsion (et non en flexion) augmente que la rupture intervient plus rapidement. Or, la torsion sollicite directement la matrice. La torsion peut également provoquer un chargement axial supplémentaire des fibres. Ce chargement pourrait accentuer la rupture des fibres. Son influence nette devrait être évaluée. Mais cet effet ne serait pas influencé par une

augmentation de la température d'essais. La matrice polymère est viscoélastique. Le fluage et la relaxation de celle-ci est accélérée lorsque la température augmente. Les propriétés des fibres, elles, restent quasiment inchangées sur ces plages de températures et durées de chargement. Durant les essais on observe une diminution de la durée de vie des échantillons testés à température élevée. Ceci vient confirmer encore une fois que ce sont les propriétés de la matrice qui sont prépondérantes dans ce phénomène de rupture différée (dans le cas de la torsion-flexion combinés).

Lors d'un essai de fluage en traction, le cisaillement est également présent, à l'échelle microscopique. En effet, lorsque la fibre casse, la matrice qui l'entoure est sujette au cisaillement. À la vue des résultats décrits dans cette section, il apparaît primordial de décrire précisément le comportement de la matrice et de l'interface fibres/matrice lors de la modélisation de la rupture différée des matériaux composites. Ce sera l'objet des deux chapitres suivants.

VA430 5mm/4mm 60°C			VA430 5mm/4mm 20°C			VD470 5mm 60°C		
Flexion	Torsion	Durée de vie (h)	Flexion	Torsion	Durée de vie (h)	Flexion	Torsion	Durée de vie (h)
70%	110%	0.024	70%	110%	120 (fibrée)			
70%	110%	0.024						
70%	110%	0.019						
70%	110%	0.025						
60%	93%	0.051	60%	93%	288 (fibrée)			
60%	93%	0.035	60%	93%	0.25			
60%	93%	0.008						
60%	93%	0.083						
60%	93%	0.836						
60%	93%	0.039						
60%	93%	120						
60%	93%	0.054						
55%	86%	0.055						
55%	86%	>15192						
50%	77%	0.25	50%	77%	>18888	77%	79%	0.667
50%	77%	0.666	50%	77%	>18888	77%	79%	0.667
50%	77%	0.25				77%	79%	0.334
50%	77%	8472						
60%	74%	0.667				71%	73%	0.667
60%	74%	1				71%	73%	0.667
60%	74%	1				71%	73%	0.667
45%	70%	0.25						
45%	70%	0.25						
45%	70%	0.25						
55%	68%	1				65%	66%	0.25
55%	68%	0.667				65%	66%	0.667
55%	68%	0.667				65%	66%	>17448
50%	62%	120	40%	62%	>18096	58%	60%	384
50%	62%	>17568	40%	62%	>18096	58%	60%	>17448
50%	62%	>17568				58%	60%	>17448
40%	62%	19						
40%	62%	19						
40%	62%	>18096						
40%	62%	>18096						
70%	55%	3600	35%	54%	>19200	52%	53%	>17448
45%	55%	>17568				52%	53%	>17448
45%	55%	>17568				52%	53%	>17448
45%	55%	>17568						
35%	54%	>19200						
40%	49%	>17592	30%	47%	>18888			
40%	49%	>17592						
40%	49%	>17592						
60%	47%	>15192						
60%	47%	>15240						
60%	47%	>17568						
30%	47%	>18888						
30%	47%	>18888						
55%	43%	>17568				77%	40%	144 (fibreuse)
55%	43%	>17568				77%	40%	144 (fibreuse)
55%	43%	>17568				77%	40%	168 (fibreuse)
55%	43%	>15192						
55%	43%	>15240						
60%	37%	>17448				71%	36%	20 (fibreuse)
60%	37%	>17448				71%	36%	600 (fibreuse)
60%	37%	>17448				71%	36%	>17592
45%	35%	>17400						
45%	35%	>17400						
45%	35%	>17400						
40%	31%	>18096						
40%	31%	>18096						

TAB. 1.3.5 – Résultats des essais en flexion-torsion permanents

1.3.3 Limites des essais "elastica"

Une des principales critiques que l'on peut apporter au dispositif présenté (elastica) en flexion pure ou en flexion et torsion combinées, est l'impossibilité de contrôler le chargement imposé. En effet, ces essais conduisent à des conditions mixtes de fluage-relaxation qui rendent à la fois les conditions de déformation et de contrainte variables dans le temps. Il s'agit d'un essai qui nous a permis de dégager les tendances de l'influence de certains paramètres sans pouvoir conduire à des conclusions quantitatives.

1.4 Etude du vieillissement d'une structure Gridshell

1.4.1 Description de la structure étudiée

Dans cette section seront présentés les résultats de fluage d'une structure de prototype de gridshell réalisé durant un travail de thèse antérieure (voir le travail de Cyril Douthe durant sa thèse [4]). Cette structure est réalisée par flexion de tubes de matériau composite unidirectionnel. Cette structure a été démontée après environ 3 ans d'existence. Pendant cette période la structure est restée à l'extérieur de l'Ecole des Ponts ParisTech, recouverte d'une toile. Elle a donc subi les variations d'humidité et température. Cette structure est présentée dans la figure 1.4.1 sans sa toile.



FIG. 1.4.1 – *Prototype de Gridshell conçu et réalisé durant la thèse de Cyril Douthe*

Pour la construction de cette structure un matériau composite à fibres de verre et matrice polyester a été utilisé. Son module d'Young est de 26.7GPa et sa résistance initiale est de 350MPa. Les tubes ont un diamètre extérieur de 42mm et de diamètre intérieur 35mm.

1.4.2 Description de la méthodologie

La géométrie de la structure est connue, on peut donc connaître la déformation initialement imposée aux barres constitutives de celle-ci et en déduire le niveau de contraintes imposé. Celui-ci varie entre 15 et 38% de la résistance initiale suivant la position de la section considérée dans la structure.

La déformation initiale a été calculée pour différents noeuds de la structure (au niveau des connecteurs des barres) à partir de la géométrie initiale. Puis, lorsque la structure a été démontée, la courbure résiduelle en ces mêmes noeuds a été mesurée en utilisant le dispositif schématisé dans la figure 1.4.2. Il s'agit d'un bâti sur les extrémités duquel deux cales sont disposées. La distance entre elles est de 580mm. Au centre du bâti un capteur de déplacement est placé. Le calibrage du capteur est effectué sur une surface plane. Puis pour mesurer la flèche d'une barre, le bâti est placé comme représenté sur la figure 1.4.2. Le rayon de courbure moyen est alors calculé puis on en déduit la déformation résiduelle sur la face en traction du tube.

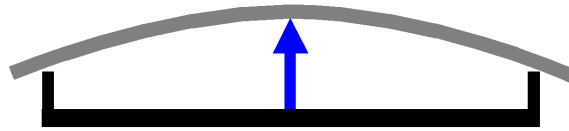


FIG. 1.4.2 – Schéma du dispositif utilisé pour mesurer la courbure résiduelle des barres. En gris : la barre courbée. En bleu : un capteur de déplacement. En noir : le bâti du dispositif.

1.4.3 Résultats et discussion

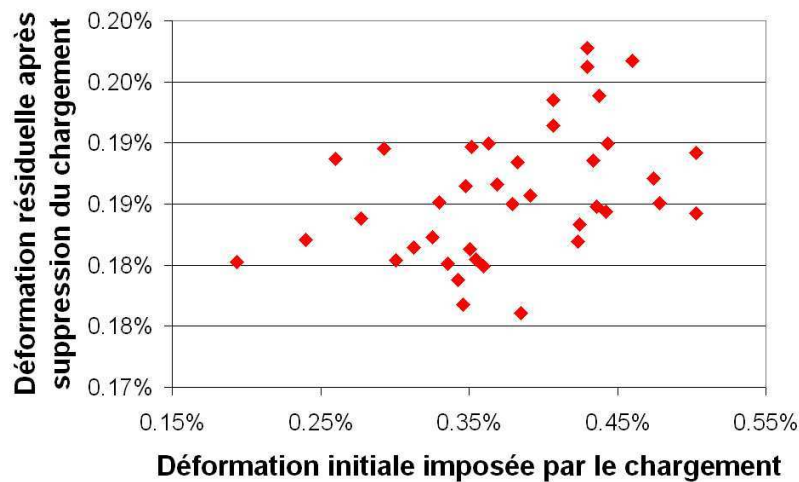


FIG. 1.4.3 – Résultats des mesures de fluage d’une structure Gridshell. Déformation résiduelle en fonction de la déformation initiale imposée par le chargement des barres.

Les résultats des mesures sont présentées sur la figure 1.4.3. On y observe une augmentation légère de la déformation résiduelle avec le niveau de chargement imposé initialement : pour la déformation initialement imposée de 0.27% la déformation résiduelle est de 0.18% (ce qui représente 69% de la déformation initiale) alors que pour la déformation initiale de 0.48%, la déformation résiduelle est d’environ 0.19% (ce qui représente seulement 39% de la déformation initiale). Ces résultats montrent d’une part la présence de phénomènes viscoélastiques (fluage et relaxation) du matériau et d’autre part la non-linéarité de ces phénomènes. En effet si le comportement était linéaire, la proportion de déformation résiduelle par rapport à la déformation initiale serait constante, comme montré sur la figure 1.4.4. Lorsque la structure était en charge, les barres du gridshell subissaient une déformation imposée qui s’est accompagnée d’une relaxation de la contrainte dans ces barres. Lorsque la structure a été déchargée, les contraintes ont été supprimées. Cette suppression de contraintes s’accompagne d’une baisse de la déformation due au retour élastique. La déformation résiduelle diminue ensuite progressivement. La mesure des déformations résiduelles intervient un certain temps après la décharge de la structure, cette déformation a donc déjà baissé. Le comportement du matériau n’est visiblement pas linéaire et les parties plus chargées du gridshell ont, en réalité, subi un fluage plus important que les autres.

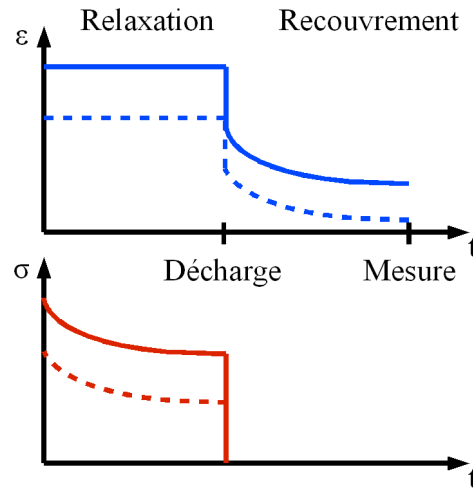


FIG. 1.4.4 – Représentation schématique de l'histoire du chargement des barres de la soufflerie

1.5 Conclusions

Les essais réalisés et présentés dans ce chapitre ont permis l'observation du fluage et de la rupture différée des matériaux composites soumis aux chargements permanents. Différentes compositions des échantillons ont été employées variant à la fois la nature de la résine utilisée et le taux volumique de fibres. L'étude a été menée sur des échantillons de taille réduite et sur une structure à grande échelle. Plusieurs types d'essais ont été réalisés : essais statiques et essais à long terme. Les chargements utilisés sont également variables : flexion, torsion, compression, traction et combinaisons de ces divers chargements. Les températures des différents essais varient entre 20 et 60°C.

Les essais statiques ont permis de révéler différents modes de rupture : progressive "fibreuse" (flexion), par fissuration longitudinale (torsion et torsion-traction) ou transversale (torsion-compression ou torsion-flexion), kink-band (compression). La combinaison torsion-compression conduit au mode de rupture le plus brutal où le faciès de rupture est une surface quasiment nette. Ce mode de rupture est celui qui se rapproche le plus de celui qui a été observée dans la rupture du matériau lors d'essais statiques en flexion 4 points, lorsque la rupture intervient sous les appuis. Les résultats de ces différents essais statiques qui soulignent l'importance d'un chargement en cisaillement, nous ont amené à mettre en place des essais spécifiquement destinés à charger la matrice en cisaillement et ce dans le but de démontrer son rôle dans la rupture différée des matériaux composites. En effet, la matrice est responsable de transférer les contraintes entre les fibres dans le matériau composite. Le comportement à long terme de celle-ci influencera donc directement la durée de vie du composite.

Des essais à long terme en torsion et flexion combinés ont montré que le niveau de chargement en torsion des échantillons avait plus d'impact sur la durée de vie que le niveau de chargement en flexion. La température élevée réduisait également la durée de vie des échantillons. Ces deux résultats signifient que le rôle de la matrice dans le phénomène de rupture différée est essentiel. Dans les chapitres qui suivent un modèle micro-mécanique de la rupture différée des matériaux composites sera présenté. Ce modèle intègre les propriétés viscoélastiques de la matrice et permettra donc d'étudier plus finement l'influence des différents paramètres (propriétés mécaniques de la matrice,

des fibres ainsi que certaines propriétés d'interface fibres-matrice) sur la durée de vie des composites.

Bibliographie

- [1] J.F. Caron, S. Julich, and O. Baverel. Selfstressed bowstring footbridge in FRP. *Composite Structures*, 89 :489–496, 2009.
- [2] C. Douthe, O. Baverel, and J.F. Caron. Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 47(1) :53–62, 2006.
- [3] C. Douthe, J.F. Caron, and O. Baverel. Gridshell structures in glass fibre reinforced polymers. *Construction and Building Materials*, 24(9) :1580–1589, 2010.
- [4] Cyril Douthe. *Etude de structures élancées précontraintes en matériaux composites : application à la conception des gridshells*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2007.
- [5] G. McClure and Y. Mohammadi. Compression creep of pultruded e-glass-reinforced-plastic angles. *Journal of Material in Civil Engineering (ASCE)*, pages 269–276, 1995.
- [6] A.S. Mosallam and L. C. Bank. Short-term behavior of pultruded fiber-reinforced plastic frame. *Journal of Structural Engineering*, 118 :1937–1954, 1992.
- [7] D.W. Scott and A.H Zureick. Compression creep of a pultruded e-glass/vinylester composite. *Composites Science and Technology*, 58 :1361–1369, 1998.

Chapitre 2

Modélisation de la rupture différée sans décohésion

Ce chapitre est rédigé sous forme d'article intitulé "Progressive damage of a unidirectional composite with a viscoelastic matrix. Part I : fiber breaks accumulation."

Sommaire

2.1	Introduction	170
2.1.1	Creep and creep rupture of UD composites, literature overview	171
2.1.2	Creep rupture micromechanism and modelling	172
2.2	Theoretical basis of the model	176
2.2.1	Equilibrium of an infinite lamina with multiple staggered fiber breaks, subjected to constant traction	176
2.2.2	Superposition technique and the auxiliary problem of an isolated fiber break	178
2.2.3	Comparison between the direct Schapery's inversion technique and the Bromwich integral formula	182
2.2.4	Multiple fiber breaks simulation	185
2.3	Fiber breaks accumulation	187
2.3.1	Stochastic fiber strengths	188
2.4	Results and discussion	190
2.4.1	Main stress redistribution phenomena	190
2.4.2	Successive fiber breaks : complex sample study	194
2.5	Conclusions and future work	201

2.1 Introduction

Advantages of composite materials need no more presentation. Their ability to combine light weight, anisotropy and high performances are well known and their scope of applications is currently covering a wide range of fields from highly specialized aeronautical to widely spread civil engineering and construction. In load bearing functions composite materials are however combined with more traditional materials. Although long-term durability data and feedback on field applications of composite materials combined with other materials becomes available nowadays [19, 21], the application and development of composite materials as main load-bearing material is still strongly dependent on the durability studies and construction of valid models capable of predicting with a sufficiently high level of confidence the lifespan of a given composite, that is a given combination of a matrix, fibres and fibre-matrix interface treatment, subjected to a loading.

In the civil engineering and construction field, pultruded unidirectional composites are widely used and still offer a great potential. Construction manuals and calculation codes (EUROCOMP for example) prescribe 30% maximum loading to guarantee security and safety in long-term applications where permanent loading is applied. Where greater loads are to be supported, composites are used in combination with other materials such as steel, concrete or wood [54–56]. These combinations are widely developed in reparation and reinforcement works [1, 3, 8, 9, 12–14, 47, 53, 57]. In the article entitled "Durability Gap analysis for fiber-reinforced polymer composites in civil infrastructure" (Karbhari et al. [27], 2003), Karbhari and his colleagues analyzed available information on durability of FRPs in various exposure environments and pointed out priority fields of investigation. This article concentrated mainly on the applications of composite materials in the infrastructure field. The authors also remind the 25-30% load limit for different environments and composite materials.

All-composite structures have also been developed exploiting their durability and mechanical characteristics such as resistance to corrosion and humidity and high stiffness-to-weight or strength-to-weight ratios. For example Wu and his colleagues presented in their article (Wu et al. [62]) a bridge deck system made of pultruded tubular FRP profiles.

To make the most of the composite materials' characteristics, new structures needed to be developed. They make use of the anisotropy and combine high strength and flexibility. They are not a mere transposition of steel structures typologies to composite applications but are specifically designed for them. Bows, snowboards and skis in sport applications, auto-unfoldable tents and hybrid beams (Hillman [26]) are good examples of such structures already developed and commercialized. Other applications are currently being studied : gridshell structures for light covering and building envelopes (Douthe et al. [18], Douthe et al. [17]).

One of the issues in the study of long-term behavior of composite materials is the almost infinite number of combinations between matrices and fibres leading to sometimes dramatically different performances. On the other hand, very low probabilities of failure are expected for engineering applications (up to 10^{-9}) making experimental studies extremely expensive. Simulation and modelling are therefore essential in the forecast of a new material's lifespan. To make reliable models, the precise role of each component must be understood and validation procedures revealing this role must be defined. In composite materials' applications the load bearing elements are fibres but

matrice's behavior can lead to completely different rupture mechanisms. Influence of different material parameters on creep and creep rupture need to be clearly identified. Models' sensitivity to these parameters also need to be adjusted accordingly.

2.1.1 Creep and creep rupture of UD composites, literature overview

Creep rupture was observed in various configurations from model composites to large-scale structures. Prestressed concrete tendons and rebars (Ceroni et al. [10]), pultruded frame (Bank and Mosallam [4]) as well as rod composite samples (Kim et al. [28]) and model laboratory samples with a few fibers (Zhou et al. [66]) failed at a stress level below their initial strength. Subjected to constant load, the material undergoes a progressive damage : successive fiber breaks occur. Initially sparse, they tend to form a cluster just before composite's failure.

Progressive fiber ruptures were assessed using different techniques. Micro Raman Spectroscopy was used in several studies (Beyerlein et al. [6] and Zhou et al. [65], Zhou et al. [66]). Acoustic emission was successfully employed in others (Blassiau [7], Thomas et al. [58]). Optic microscope observations also provide significant data (Rosen [48], Thomas et al. [58]). High resolution computed tomography enables a 3D scanning of the tested sample and provides with precise data of damage evolution. CT (Scott et al. [52]) experimental investigation showed that the rate of fiber breaks increased with increasing composite's loading and whereas they are randomly spread at the beginning, approaching composite's rupture, fiber breaks form clusters.

It has been observed that creep rupture of composites occurs even at stress levels well below initial strengths. This phenomenon is due to the time-dependent behavior of composite's components. As mentioned before, the load bearing component in unidirectional fiber reinforced polymers (referred to as UD FRP in what follows) are fibers but according to matrix's behavior, long-term performances of the whole composite may differ tremendously. Indeed, matrix is responsible for load transfer between fibers. Due to its viscoelasticity, load transfer lengths are increasing in time thus provoking general creep of the composite, and deferred fiber ruptures that could eventually result in composite's failure. Matrix creep depends on stress level and can be modified by environmental conditions such as humidity or temperature. In some conditions matrix located between adjacent fibers can yield, creating inelastic zones where matrix's load transfer capacity is altered [6]. Matrix's yielding is related to its intrinsic properties (yield strength, stiffness...) but also to fiber spacing and globally applied load. The state of the fiber-matrix interface is determinant in the load transfer process. Interface treatment and fiber coating are therefore important factors in long-term durability of the composite.

Even though fibers' creep can generally be neglected in comparison with matrix's, their mechanical characteristics are still evolving. Ceramic fibers are vulnerable to corrosion which causes the diminution of their strength and potentially rupture. Numerous defects are present in glass fibers [20]. There are several mechanisms creating these defects [23] : handling can cause surface cracks ; crystallographic growth can also cause irregular surfaces ; finally devitrification can, in certain conditions, cause spontaneous cracking in the bulk of the fibers. These irregularities provoke stress concentrations, weakening the fiber. Moreover surface defects are chemically or thermally activated : chemical reaction involving humidity takes place at the fracture tip leading to its growth.

Thus fiber rupture can occur even at stress levels well below its standard strength [38, 45]. When glass fibers are associated with different matrix systems their resistance to stress corrosion cracking varies : vinylester resins tend to show better fiber protection (at least at the crack initiation stage) than polyester or epoxy resins [38]. Surface treatment of the material, presence of cracks and small defects, state of the fiber-matrix interface and surface fiber exposure as well as matrix's water absorption also influence stress corrosion cracking. Other environmental exposures can cause resin cracking which in return facilitates water penetration and fiber damage : alkali and acid solutions [16], UV exposure, extremely high or low temperatures. Creep rupture is therefore a consequence of a combination of several phenomena : stress redistribution in the composite and fibers stress rupture due to corrosion cracking. Stress redistribution causing new fibers rupture was observed experimentally on carbon fibres based composites that do not undergo stress corrosion cracking phenomenon. In this paper the study will be concentrating on the stress redistribution without taking into account fibers' strength loss although it could be included in the model described.

2.1.2 Creep rupture micromechanism and modelling

The mechanism of creep rupture at the fibers' scale is generally admitted to be the following :

1. When load is applied to the material a few fibers may break instantaneously even if the applied load is lower than the global strength of the material. This is due to the fact that fiber's strength is not constant on its entire length : weakening defects are randomly localized on the fiber.
2. Around fiber breaks matrix is locally loaded in shear. This shear stress enables the broken fiber to recover progressively its initial load far from the broken site. Close to the rupture site the load initially supported by the broken fiber is redistributed to its surrounding neighbors also via matrix's shear.
3. Even if a constant global load is applied to the material, several time-dependent phenomena take place. The first one is the time evolution of the fibers' strength. Preexisting defects in the fibers can be activated by the applied load (lower than fiber's strength). Stress corrosion cracking can then occur (in the case of ceramic fibers) leading to fiber's progressive rupture or at least to the reduction of fiber's strength.
4. The second time-dependent phenomenon is due to the viscoelasticity of the matrix. Around fiber breaks, matrix shear stress relaxes in time, increasing stress recover length and broadening overstress profiles on the neighboring fibers.
5. While broadening, overstress profiles due to several fiber ruptures on an intact fiber will overlap thus leading to locally increasing axial fiber stress which might result in a new break.
6. Inelastic zones around the fiber break tend to develop depending on fiber spacing and applied load intensity. Fiber-matrix debonding and/or matrix plasticity can occur modifying load transfer length.

These basic micromechanical mechanisms of creep rupture have been identified through various experimental studies and modelled using different approaches (Mishnaevsky and Brøndsted [39]). Shear-lag models are one of the most often used approaches as they capture the main features of stress redistribution in a composite with broken fibers and

are easily implemented [5, 6, 11, 15, 25, 29, 31–33, 37, 40, 42, 48, 49, 59, 61, 65, 66, 71]. These analytical models enable to understand the damage evolution process in a composite subjected to a loading. In shear lag models fibres are 1D tension-spring elements surrounded by matrix. Generally matrix’s axial stiffness is neglected and the entire axial load is carried by the fibres whereas matrix supports exclusively shear stresses (a detailed discussion of classical shear-lag assumptions was made in 1997 by Nairn [40]). When a fibre breaks, its load is redistributed to its unbroken neighbors via matrix’s shear (Local Load Sharing models, LLS) or to all of the remaining fibers (bundle models or Global Load Sharing models, GLS). Cox in 1952 was the first one to develop the load transfer model around a single short fibre imbedded in an elastic matrix (Cox [15]). Then Hedgepeth developed an elastic shear-lag model in its presently well-known form. In his technical note of 1961, he gave the static and dynamic solution to the problem of n aligned fiber breaks in an elastic matrix (Hedgepeth [25]). Rosen in 1964 introduced stochastic distribution of fibers’ strengths into the shear-lag model. His experimental observations also contributed to the understanding of FRP’s strength and failure (Rosen [48]). In his model the ineffective fiber length after its failure is calculated using shear-lag analysis. Both the elastic and elastic-plastic behavior of the matrix are considered. Then a bundle model is combined with weakest-link statistics to estimate the rupture stress of the composite given its constituent’s characteristics. In his model the effect of stress concentration due to fiber breaks was ignored (as GLS model was used) but in 1968 Zweben introduced this effect in the Rosen’s model (Zweben [71]). Van Dyke and Hedgepeth [61] in 1969 investigated the influence of fiber-matrix debonding and matrix yielding on the stress concentration factor due to a single fiber break in a finite and an infinite lamina, both in 2D and 3D fiber arrangements. Staggered fiber breaks bring new difficulty that was solved with the development of Break Influence Superposition (first introduced by Sastry and Phoenix [49] in 1993) and alternatively the use of Green’s functions (Xia, Curtin, and Peters [63]). Influence of fiber-matrix slipping, uneven fiber spacing and matrix axial stiffness were investigated in 1999 by Landis and McMeeking [31] in the elastic case. These models allowed the evaluation of composite’s static strength. Other models aimed specifically at simulating the micromechanism of composite’s degradation and rupture [33, 42].

Recently concerns about long-term durability of composite materials subjected to constant load have arisen. This involves taking into account matrix’s viscosity. Several models consider a viscoelastic matrix. In [30] the evolution of overstress profiles with n aligned fiber breaks in a viscoelastic matrix was investigated. The evolution of the stress state in a composite with a unique fiber break and a viscoelastic matrix was studied in [59] using two different models for matrix’s behavior. In 1998 Beyerlein et al. [5] studied the evolution of the stress field in a 2D unidirectional composite with several staggered fiber breaks. In Beyerlein et al. [6], Koyanagi et al. [29], Zhou et al. [65] inelastic zones of fiber-matrix debonding were also modelled. These models give a good approximation of composites with large fiber spacings.

The main drawback of shear-lag models is their computation time for large-scale composites. When the strength of a large-scale sample is to be evaluated, multi-scale models can be employed such as the one proposed by Xia, Curtin, and Peters [63] or Guedes, Morais, Marques, and Cardon [24]. In Mahesh and Phoenix [36] a shear-lag model is used to predict long-term damage evolution of a small-scale composite, then weakest link scaling is used to determine the behavior at a larger scale. Finite Element models have also been successfully combined with the multi-scale models to

model the rupture of macro-scale composite structures (Blassiau [7]). Micro-scale models such as shear-lag models provide with damage evolution laws that can be integrated in continuous mechanics models such as the one proposed by Nedjar [41] for the evaluation of long-term behavior of composite structures. Macro-scale models that do not account for phenomena on the fibers' scale need the results from such micro-scale models to identify long-term behavior of the material resulting from matrix relaxation and fiber breaks.

The aim of the present modelling approach is to investigate the progressive damage of a composite material with a viscoelastic matrix. The material will be studied at the micro-scale enabling to understand the formation of macro-damage clusters and their morphology in a material subjected to constant loading. The influence of the constituents' parameters on both the kinetic and the morphology will be studied. In a macro-scale composite these clusters might represent a critical defect depending on the geometry and size of the structure studied.

In the model developed in the present article, stochastic distribution of fibers' strengths is accounted for through a bi-modal Weibull distribution. Fibers support the entire axial load and matrix is loaded exclusively in shear. Stress corrosion cracking is not accounted for (fibers strength is considered to be constant in time) but a time-dependent fiber strength evolution law could be easily implemented. Matrix's behavior is taken viscoelastic and a perfect fiber-matrix adhesion is assumed. Fiber break sites interact allowing the overlapping of overstress profiles.

A particular model kept our attention : Beyerlein et al. in 1998 have developed a 2D shear-lag model simulating the time evolution of the stress redistribution around fiber breaks in a viscoelastic matrix. The present work continues theirs by extending their model to investigate the kinetic accumulation of new breaks occurring in time. In order to do so, a stochastic distribution of fibers' strengths is implemented. The developed model is then used to investigate the influence of different parameters. Fiber-matrix debonding is not taken into account in this first paper but this phenomenon will be dealt with in the subsequent Part II article.

An experimental investigation of the creep rupture of unidirectional pultruded composite samples was performed under various testing conditions including elevated temperature and combined bending and torsion loadings with different levels. These tests showed that creep rupture is strongly influenced by the level of applied torque. When torsion is applied to a unidirectional composite, matrix is considerably loaded. The fact that under these combined loading conditions composite's lifespan is greatly reduced highlights matrix's and fibers-matrix interface's role in the creep rupture process. This motivated a further development of the present shear-lag model to include fiber-matrix debonding. Results and observations of this experimental study as well as the development of the model will be presented in the Part II article.

First the theoretical development of the model derived from Beyerlein et al. [5] and implemented in the present study will be presented. Then results of simulations including different loadings and matrix properties will be shown and discussed for a better comprehension of the role of composite's components in the creep rupture phenomenon.

Nomenclature

A fiber cross-section area

α	Power-law exponent of the matrix's creep function
E_f	Fiber Young's modulus
ε	Axial strain in the fiber
G	Matrix relaxation function
G_e	Matrix elastic shear modulus
γ	Shear strain in the matrix
γ_E	Euler's constant
Γ_n	Normalised matrix shear strain
$\Gamma()$	gamma function
h	Fiber diameter
J	Matrix creep compliance function
J_e	Matrix elastic shear compliance
K	Weighting factors of fiber breaks
L_n	Normalised axial force per fiber in the subproblem SP1
L^{-1}	Inverse Laplace transform and with an u in the auxiliary problem A1
Λ	Transmission function between fiber breaks
m	Fiber or matrix node number in the longitudinal direction
$2M + 1$	Number of fiber elements in the longitudinal direction
n	Fiber or matrix node number in the transverse direction
$2N + 1$	Number of fibers allowed to break in the infinite lamina
p^*	Axial force per fiber applied at the far field
p_n	Axial force per fiber
P_n	Normalised axial force per fiber in the general problem P1
r_f	Fiber radius
r	Number of fiber breaks
s	Laplace transform variable
σ	Axial stress in the fiber
θ	Integration variable in the Fourier transform
t	Normalised time variable
T	Time variable
T_c	Matrix relaxation characteristic time constant
T_n	Normalized matrix shear stress
τ	Shear stress in the matrix
u_n	Fiber nodes axial displacement
U_n	Normalised fiber nodes axial displacement in the general problem P1
V_n	Normalised fiber nodes axial displacement in the subproblem SP1 and with a u in the auxiliary problem A1
w	Matrix band width
x	Longitudinal coordinate
ξ	Normalized Longitudinal coordinate
y	Transverse coordinate
z	Similarity variable linking time and space coordinates
$\underline{F}$	Laplace transform of the normalized function F

2.2 Theoretical basis of the model

The present model is based on the model of Beyerlein et al. which is thoroughly presented in their 1998's article [Beyerlein et al. [5]]. In this part we will present the main steps of the model's formulation and the modifications brought to the original model. The way this model can simulate the successive fiber breaks will also be presented and discussed.

In order to model fibers' breaks evolution in time in a unidirectional composite material with linear elastic brittle fibers and a linear viscoelastic matrix subjected to a constant traction load, a shear-lag type approach combined with the superposition technique will be used. The first step in solving this problem is to model the evolution of stress distribution in the fibers for a given rupture pattern. In the second step the accumulation of successive ruptures will be accounted for.

2.2.1 Equilibrium of an infinite lamina with multiple staggered fiber breaks, subjected to constant traction

An infinite unidirectional composite material with elastic fibers imbedded in a viscoelastic matrix subjected to constant tension load applied in the longitudinal direction is considered. Multiple staggered fiber breaks are present in the material. This defines the general problem P1. The material will be described in the following manner (fig. 2.2.1) :

1. Fibres are numbered from $n = -N$ to $n = N$
2. Each fibre is divided in the longitudinal direction into elements numbered from $m = -M$ to $m = M$
3. Matrix band between fibers n and $n + 1$ is numbered n
4. Matrix bands are also divided longitudinally into elements. Fibers and matrix elements are positioned in staggered rows. Matrix element located to the right of the fiber's element m is also numbered m .

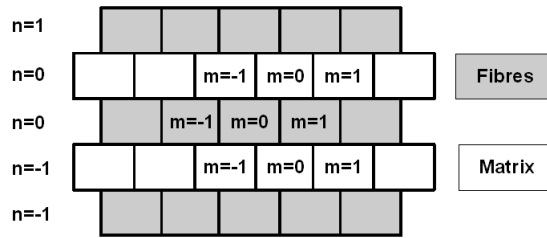


FIG. 2.2.1 – *Material discretization and description*

Consider the local equilibrium equation of a fiber's element. It can be written as follows (2.2.1). $\sigma_n(x, T)$ is the axial stress in the fiber n at the longitudinal coordinate x and at time T . $\tau_n(x, T)$ is the shear stress in the matrix band n and h is the fiber's diameter.

$$\frac{\partial \sigma_n(x, T)}{\partial x} + \frac{\tau_n(x, T) - \tau_{n-1}(x, T)}{h} = 0 \quad (2.2.1)$$

Let's assume a perfect bonding between the matrix and fibers, then matrix's shear deformation, $\gamma_n(x, T)$, depends on fiber nodes displacement $u_n(x, T)$ and $u_{n+1}(x, T)$ in the following manner (2.2.2), where w is the width of the matrix band.

$$\gamma_n(x, T) = \frac{u_{n+1}(x, T) - u_n(x, T)}{w} \quad (2.2.2)$$

Fibers are considered to be linear elastic. Hooke's law applied to fibers, links fiber axial stress and the displacement of the fiber nodes (2.2.3), where $\varepsilon_n(x, T)$ is the fiber's axial strain and E_f - its Young's Modulus.

$$\sigma_n(x, T) = E_f \varepsilon_n(x, T) = E_f \frac{\partial u_n(x, T)}{\partial x} \quad (2.2.3)$$

Matrix is assumed to be linear viscoelastic and its shear stress depends on the history of the shear strain (2.2.4), where $G(T)$ is the matrix's relaxation function.

$$\tau_n(x, T) = \int_{-\infty}^T G(T - T') \frac{\partial \gamma_n(x, T')}{\partial T'} dT' \quad (2.2.4)$$

A power law expression of the matrix's creep function $J(T)$ will be assumed (2.2.5). Where α is the creep exponent ($0 \leq \alpha \leq 1$), T_c - the characteristic time constant for matrix creep and J_e is the elastic compliance of the matrix.

$$J(T) = J_e (T/T_c)^\alpha \quad (2.2.5)$$

Using this law, initial response of the material is ignored but it can be approximated upon taking $T = T_c$.

Combining equations (2.2.1) to (2.2.4) the following differential equation is obtained, where u_n represents $u_n(x, T)$:

$$\begin{aligned} E_f \frac{\partial^2 u_n}{\partial x^2} + \frac{1}{w} \left[\int_{-\infty}^T \frac{G(T - T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_{n+1} - u_n) dT' \right. \\ \left. - \int_{-\infty}^T \frac{G(T - T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_n - u_{n-1}) dT' \right] = 0 \\ E_f \frac{\partial^2 u_n}{\partial x^2} + \frac{1}{wh} \int_{-\infty}^T \frac{G(T - T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}) dT' = 0 \end{aligned} \quad (2.2.6)$$

To make variables and equations dimensionless, following normalisation constants need to be introduced :

$$\xi = \frac{x}{\sqrt{\frac{wE_f A J_e}{h}}} \quad t = \frac{T}{T_c}$$

Where p^* is the axial load applied to the fibers at the far field, $p_n(x, T)$ is the axial load applied to the fiber n at the longitudinal coordinate x and time T , ξ is the normalized longitudinal coordinate, A is the fiber's cross-section and t is the normalized

time. G_e is the elastic matrix shear compliance and it is inverse of J_e .

$$\begin{aligned}
G(t) &= \frac{G(T_c t)}{G_e} & J(t) &= \frac{J(T_c t)}{J_e} \\
P_n(\xi, t) &= \frac{p_n(x, T)}{p^*} & U_n(\xi, t) &= \frac{u_n(x, T)}{p^* \sqrt{\frac{w J_e}{A h E_f}}} \\
T_n(\xi, t) &= \frac{\tau_n(x, T) \sqrt{E_f A h w J_e}}{p^*} & \Gamma_n(\xi, t) &= \frac{\gamma_n(x, T)}{p^*} \sqrt{\frac{E_f A h w}{J_e}} \\
& & &= U_{n+1}(\xi, t) - U_n(\xi, t) \\
\frac{\partial \Gamma_n(\xi, t)}{\partial t} &= \frac{\{\partial \gamma_n(x, T) / \partial T\} T_c}{p^*} \sqrt{\frac{E_f A h w}{J_e}}
\end{aligned}$$

The next step is to make the equation (2.2.6) dimensionless using these expressions.

$$\frac{\partial^2 U_n}{\partial \xi^2} + \int_{-\infty}^t G(t-t') \frac{\partial}{\partial t'} (U_{n+1} - 2U_n + U_{n-1}) dt' = 0 \quad (2.2.7)$$

At the moment $t = 0^+$ a tension load is suddenly applied to all of the fibers at $\xi = \pm\infty$ and at all time the load at the tips of the broken fibers is null. The boundary conditions of this general problem P1 are given in (2.2.8).

$$\begin{aligned}
p_n(x, T) &= p^* & \forall n \text{ and } x = \pm\infty & \quad t > 0 \\
p_{n_r}(x_r, T) &= 0 & \text{where } (n_r, x_r) \text{ are rupture sites and } t &\geq 0
\end{aligned} \quad (2.2.8)$$

Equations (2.2.8) in their dimensionless form are presented in (2.2.9).

$$\begin{aligned}
P_n(\xi, t) &= \frac{\partial U_n}{\partial \xi}(\xi, t) = 1 & \forall n \text{ and } \xi = \pm\infty & \quad t > 0 \\
P_{n_r}(\xi_r, t) &= \frac{\partial U_{n_r}}{\partial \xi}(\xi_r, t) = 0 & \text{where } (n_r, \xi_r) \text{ are rupture sites and } t &\geq 0
\end{aligned} \quad (2.2.9)$$

To solve the differential equation (2.2.7) with boundary conditions (2.2.9), the first step is to take its Laplace transform, which leads to (2.2.10). Where s is the Laplace transform variable and $\underline{F}(s)$ is the Laplace transform of $F(t)$.

$$\frac{\partial^2 \underline{U}_n(\xi, s)}{\partial \xi^2} + s \underline{G}(s) (\underline{U}_{n+1}(\xi, s) - 2\underline{U}_n(\xi, s) + \underline{U}_{n-1}(\xi, s)) = 0 \quad (2.2.10)$$

2.2.2 Superposition technique and the auxiliary problem of an isolated fiber break

The superposition technique described in Beyerlein et al. [5] is as follows. The general problem P1, where a composite material with several staggered fiber breaks is subjected at the far field to a unit traction load, can be seen as a superposition of two subproblems. The first one (SP1) is that of a damaged material for which a unit compressive force is applied at the tips of every broken fiber and no load is applied in the far field. Solution to this subproblem will be written V_n instead of U_n and L_n instead of P_n . The second subproblem (SP2) considers an intact material with continuous fibers to which

a constant tension load is applied. Fibers, the load bearing elements of the composite are therefore subjected to a uniform traction stress identical at any node of any fiber in the material. To obtain the solution to the general problem P1, these two solutions (SP1 and SP2) are superimposed.

In the subproblem of the damaged material (SP1), the stress in a fiber results from a weighted superposition of stress fields due to each of the individual rupture sites. The next step is therefore to solve the stress distribution due to an isolated fiber break in an infinite lamina. The problem to solve consists of an infinite range of regularly distributed fibers with a unique rupture site at the fiber 0, node 0. No load is applied at the far field and a unit compressive load is applied at the tips of the broken fiber. This defines the auxiliary problem A1. Solution to this problem will be marked with the exponent u . The following scheme (fig. 2.2.2) summarizes the superposition procedure. In this figure K_i represent the influence of each fiber break on the whole composite. The procedure to determine these weight coefficients is described further. Applying a unitary compressive load at the fiber fracture tips allows finding a non-trivial solution to the superposition approach.

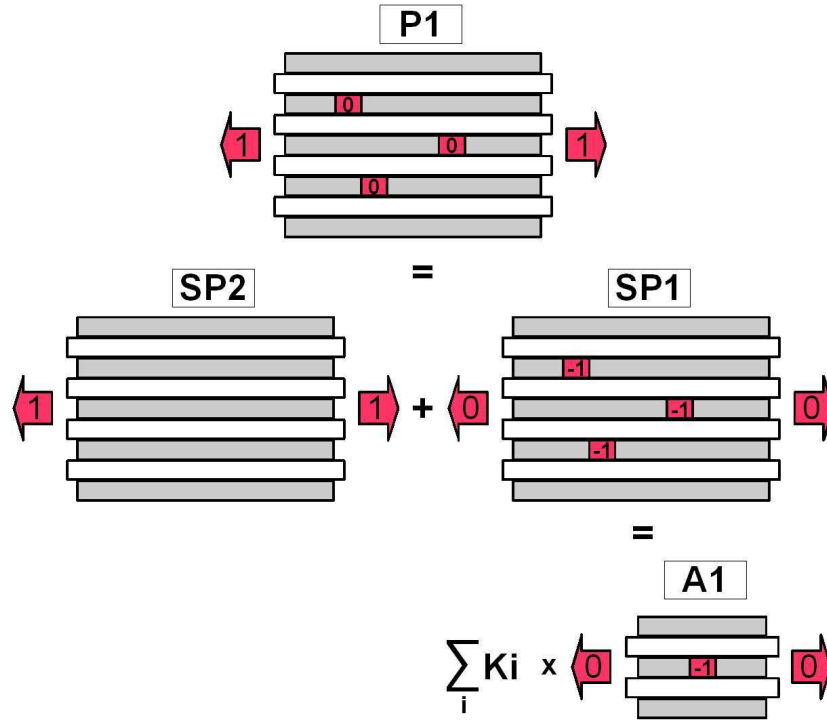


FIG. 2.2.2 – General problem $P1$ as a superposition of the subproblems $SP1$ and $SP2$. The subproblem $SP1$ is obtained through a weighted superposition of the auxiliary problem $A1$

In this auxiliary problem $A1$ the boundary conditions are :

$$L_n^u(\xi, t) = \frac{\partial V_n^u}{\partial \xi}(\xi, t) = 0 \quad \forall n \text{ and } \xi = \pm\infty, t > 0$$

$$L_{n_r}^u(\xi_r, t) = \frac{\partial V_{n_r}^u}{\partial \xi}(\xi_r, t) = -1 \quad (n_r, \xi_r) = (0, 0), t \geq 0$$

Displacement field is antisymmetric about the plane $\xi = 0$, therefore :

$$V_n^u(0, t) = 0 \quad \forall |n| > 0 \text{ and } t \geq 0$$

Laplace transform of these conditions leads to :

$$\begin{aligned} \underline{L}_n^u(\xi, s) &= \frac{\partial \underline{V}_n^u}{\partial \xi}(\xi, s) = 0 & \forall n \text{ and } \xi = \pm\infty, s > 0 \\ \underline{L}_{n_r}^u(\xi_r, s) &= \frac{\partial \underline{V}_{n_r}^u}{\partial \xi}(\xi_r, s) = \frac{-1}{s} & (n_r, \xi_r) = (0, 0), s > 0 \\ \underline{V}_n^u(0, s) &= 0 & \forall |n| > 0, s \geq 0 \end{aligned}$$

Note that $\underline{V}_n^u = \underline{V}_{-n}^u$. At this point an auxiliary function may be constructed from the $\underline{V}_n^u$ functions as follows :

$$\underline{V} = \frac{\underline{V}_0^u}{\pi} + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \underline{V}_n^u \cos(n\theta) \quad 0 < \theta < \pi$$

Where $\underline{V} = \underline{V}(\xi, s, \theta)$ and $\underline{V}_n^u = \underline{V}_n^u(\xi, s)$. And the $\underline{V}_n^u$ functions can be found through :

$$\underline{V}_n^u = \int_0^\pi \underline{V} \cos(n\theta) d\theta$$

Multiplying the equation (2.2.10) by $\frac{\cos(n\theta)}{\pi}$ and summing from $n = -\infty$ to $+\infty$ we obtain :

$$\frac{\partial^2 \underline{V}}{\partial \xi^2} - 4s \underline{G} \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \underline{V} = 0$$

Indeed, while summing, one can notice the following arrangement from equations $n + 1$, n and $n - 1$, regrouping members with V_n :

$$\begin{aligned} & V_n \left(\cos((n-1)\theta) - 2\cos(n\theta) + \cos((n+1)\theta) \right) \\ &= V_n \left(\cos(n\theta) \cos(\theta) + \sin(n\theta) \sin(\theta) - 2\cos(n\theta) \right. \\ & \quad \left. + \cos(n\theta) \cos(\theta) - \sin(n\theta) \sin(\theta) \right) \\ &= 2\cos(n\theta) V_n \left(\cos(\theta) - 1 \right) \\ &= -4\cos(n\theta) \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) V_n \end{aligned}$$

The equation to be solved with its boundary conditions is, where C_θ stands for $\sin(\frac{\theta}{2})$:

$$\frac{\partial^2 \underline{V}}{\partial \xi^2} - 4s C_\theta^2 \underline{G} \underline{V} = 0 \tag{2.2.11a}$$

$$\frac{\partial \underline{V}}{\partial \xi} = 0 \quad \text{for } \xi = \pm\infty \tag{2.2.11b}$$

$$\int_0^\pi \frac{\partial \underline{V}}{\partial \xi} \cos(n\theta) d\theta = \frac{-1}{s} \quad (n_r, \xi_r) = (0, 0) \tag{2.2.11c}$$

$$\int_0^\pi \underline{V} \cos(n\theta) d\theta = 0 \quad \forall |n| > 0, \xi = 0 \tag{2.2.11d}$$

A solution of (2.2.11a) satisfying the condition (2.2.11b) is given in the (Lagoudas et al. [30]) article :

$$\underline{V} = f(s, \theta) \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s \underline{G}(s)}) \quad (2.2.12)$$

Where $f(s, \theta)$ is an unknown function to be determined using the remaining boundary conditions and $C_\theta = \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)$. Combining equations (2.2.12) and (2.2.11c) results in :

$$2s \sqrt{s \underline{G}(s)} \int_0^\pi f(s, \theta) C_\theta d\theta = 1 \quad \text{where } (n_r, \xi_r) = (0, 0) \quad (2.2.13)$$

Lagoudas et al. suggest the following form for the function f :

$$f(s, \theta) = \frac{b_0}{2s \sqrt{s \underline{G}(s)}}$$

Which combined with the equation (2.2.13) gives :

$$b_0 = \frac{1}{2}$$

And the condition (2.2.11d) is satisfied. Therefore the solution to the problem (2.2.11a-2.2.11d) can be written as :

$$\underline{V}(\xi, s, \theta) = \frac{\exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s \underline{G}(s)})}{4s \sqrt{s \underline{G}(s)}} \quad (2.2.14)$$

The displacement of the fiber n at the normalized abscissa ξ , for positive values of ξ is :

$$\underline{V}_n^u(\xi, s) = \int_0^\pi \frac{\exp\left(-2C_\theta \xi \sqrt{s \underline{G}(s)}\right) \cos(n\theta)}{4s \sqrt{s \underline{G}(s)}} d\theta$$

For symmetry reasons, on the whole range of ξ from $-\infty$ to $+\infty$:

$$\underline{V}_n^u(\xi, s) = \frac{\text{sgn}(\xi)}{4s \sqrt{s \underline{G}(s)}} \int_0^\pi \exp\left(-2C_\theta |\xi| \sqrt{s \underline{G}(s)}\right) \cos(n\theta) d\theta \quad (2.2.15)$$

This is the solution in the Laplace domain for the auxiliary problem A1 of an isolated broken fiber in an infinite lamina with zero load applied at the far field and a unitary compressive load applied at the fracture tips. Now the inverse Laplace transform needs to be applied in order to obtain the solution in the time domain :

$$\begin{aligned} V_n^u(\xi, t) &= L^{-1}\{\underline{V}_n^u(\xi, s)\} \\ V_n^u(\xi, t) &= \frac{\text{sgn}(\xi)}{4} \int_0^\pi \cos(n\theta) L^{-1}\left\{\frac{\exp\left(-2C_\theta |\xi| \sqrt{s \underline{G}(s)}\right)}{s \sqrt{s \underline{G}(s)}}\right\} d\theta \end{aligned} \quad (2.2.16)$$

2.2.3 Comparison between the direct Schapery's inversion technique and the Bromwich integral formula

Beyerlein et al. show that the direct Schapery's inversion technique is appropriate for this problem in the range of $\alpha < 0.5$. Good agreement between the Schapery's direct inversion technique and other methods (Laplace inversion Bromwich integral formula evaluated through contour integration) was found even for the whole range of $\alpha < 1$ where axial fiber loads and displacements were compared. In what follows we present the expressions of fiber nodes displacement, axial stress and shear stress in the matrix resulting from this Schapery's inversion technique. Then we will compare results between these expressions and those proposed by the authors in their article, resulting from direct inversion using the integral formula of Bromwich.

Using Schapery's inversion technique, the inversion of a given function can be found through :

$$\vartheta(t) = s\vartheta(s)|_{s=\exp(-\gamma_E)/t}$$

Where $\gamma_E \simeq 0.5772$ is the Euler's constant.

Considering the power law expression of the matrix's creep function (2.2.5) and the relationship between the Laplace transform of the matrix's creep compliance and the relaxation modulus (2.2.17), the following expression of the Laplace transform of the matrix's relaxation function can be written(2.2.18) :

$$s\underline{G}(s) = \frac{1}{s\underline{J}(s)} \quad (2.2.17)$$

$$s\underline{G}(s) = \frac{1}{s\underline{J}(s)} = \frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)} \quad (2.2.18)$$

Inserting this expression to the equation (2.2.16) we obtain :

$$V_n^u(\xi, t) = \frac{\text{sgn}(\xi)}{4} \int_0^\pi \cos(n\theta) L^{-1} \left\{ \frac{\exp \left(-2C_\theta |\xi| \sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}} \right)}{s \sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}}} \right\} d\theta \quad (2.2.19)$$

Let $g(s)$ be the following function :

$$\begin{aligned} g(s) &= \frac{\exp \left(-2C_\theta |\xi| \sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}} \right)}{s \sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}}} \\ L^{-1}\{g(s)\} &= g(t) = sg(s)|_{s=\exp(-\gamma_E)/t} \\ sg(s)|_{s=\frac{\exp(-\gamma_E)}{t}} &= \frac{\exp \left(-2C_\theta |\xi| \sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}} \right)}{\sqrt{\frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)}}} \Big|_{s=\frac{\exp(-\gamma_E)}{t}} \end{aligned}$$

Replacing s by its expression $\frac{\exp(-\gamma_E)}{t}$ leads to :

$$\begin{aligned}
g(t) &= \frac{\exp\left(-2C_\theta|\xi|\sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma_E)}{t^\alpha\Gamma(1+\alpha)}}\right)}{\sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma_E)}{t^\alpha\Gamma(1+\alpha)}}} \\
&= \frac{t^{\alpha/2} \exp\left(-2C_\theta|z|\sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma_E)}{\Gamma(1+\alpha)}}\right)}{\sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma_E)}{\Gamma(1+\alpha)}}}
\end{aligned}$$

Where z stands for $\frac{\xi}{t^{\alpha/2}}$.
Therefore :

$$g(t) = \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_s} \exp(-2C_\theta|z|\beta_s) \quad \text{where } \beta_s = \sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma_E)}{\Gamma(1+\alpha)}}$$

Which leads to the following expression for the fiber nodes displacement, where s stands for Schapery inversion technique :

$$V_n^{u,s}(\xi, t) = \frac{\text{sgn}(z)}{4} \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_s} \int_0^\pi \cos(n\theta) \exp(-2C_\theta|z|\beta_s) d\theta \quad (2.2.20)$$

In the same manner expressions for fiber axial stress and matrix shear stress can be found. For fibers axial stress :

$$\begin{aligned}
\underline{L}_n^u(\xi, s) &= \frac{\partial \underline{V}_n^u(\xi, s)}{\partial \xi} \\
L_n^u(\xi, t) &= \frac{-1}{2} \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta L^{-1} \left\{ \frac{1}{s} \exp\left(-2C_\theta|\xi|\sqrt{s\underline{G}(s)}\right) \right\} d\theta
\end{aligned}$$

Leads to :

$$L_n^{u,s}(\xi, t) = \frac{-1}{2} \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta \exp(-2C_\theta|z|\beta_s) d\theta \quad (2.2.21)$$

And for matrix shear stress :

$$\begin{aligned}
\underline{T}_n^u(\xi, s) &= s\underline{G}(s)(\underline{V}_{n+1}^u(\xi, s) - \underline{V}_n^u(\xi, s)) \\
T_n^u(\xi, t) &= \frac{\text{sgn}(\xi)}{4} \int_0^\pi (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \\
&\quad \times L^{-1} \left\{ \frac{\sqrt{s\underline{G}(s)}}{s} \exp\left(-2C_\theta|\xi|\sqrt{s\underline{G}(s)}\right) \right\} d\theta
\end{aligned}$$

Leads to :

$$\begin{aligned}
T_n^{u,s}(\xi, t) &= \frac{\text{sgn}(z)}{4} \frac{\beta_s}{t^{\alpha/2}} \int_0^\pi (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \\
&\quad \times \exp(-2C_\theta|z|\beta_s) d\theta
\end{aligned} \quad (2.2.22)$$

Expressions presented above allow estimating the stress fields at all times due to a unique fiber break located at $n = 0$ and $\xi = 0$ at the tips of which a unit compressive load is applied. Superimposing this stress field to a uniform traction stress field would give stress field in an infinite lamina subjected to a constant traction load applied in the far field and zero stress at the broken fiber's tips.

On the previously given expressions, several remarks should be made. First, in the dimensionless form the only mechanical parameter represented is α , the power of the power law expression for matrix's behavior. Its modification leads to the modification of the whole material's evolution and stress redistribution. Its influence will be studied in a subsequent section of this paper. Second, all the remaining mechanical or geometric parameters (E_f , A , h , w , Je) enter into the normalisation constant used for abscissa normalization. Their modification implies that the size of the physical sample represented by the discretized area where calculations are performed is modified. Their influence is therefore straightforward and will not be studied in this paper.

In order to compare these expressions to the expressions for fiber nodes displacement, axial stress and matrix shear stress obtained through the Bromwich integral formula, expressions given by Beyerlein et al. in their article are reminded :

$$V_n^u(\xi, t) = \frac{sgn(z)}{4} \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_0} \int_0^\pi \cos(n\theta) \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \quad (2.2.23)$$

$$\begin{aligned} & - sgn(z) k_2(\alpha) t^{\alpha/2} |z|^2 \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta^2 \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \\ L_n^u(\xi, t) &= \frac{-1}{2} \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \\ & - k_1(\alpha) |z| \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta^2 \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \end{aligned} \quad (2.2.24)$$

Where :

$$\begin{aligned} \beta_0 &= \frac{\Gamma(1 + \alpha/2)}{\sqrt{\Gamma(1 + \alpha)}} \\ k_1(\alpha) &= \frac{(\pi\alpha/2)^2}{6} \beta_0 \\ k_2(\alpha) &= \frac{(\pi\alpha/2)^2}{12} \beta_0 \end{aligned}$$

For local equilibrium to be satisfied, following equality needs to be verified :

$$\frac{dL_n^u}{d\xi}(\xi, t) + T_n^u(\xi, t) - T_{n-1}^u(\xi, t) = 0$$

We then propose an expression for matrix shear load, verifying this equation :

$$\begin{aligned} T_n^u(\xi, t) &= \left(\frac{\beta_0 - k_1}{4t^{\alpha/2}} \right) \int_0^\pi (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \\ & + |z| \frac{\beta_0 k_1}{2t^{\alpha/2}} \int_0^\pi C_\theta (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \exp(-2C_\theta |z| \beta_0) d\theta \end{aligned} \quad (2.2.25)$$

A comparison between Schapery's method and general inversion technique, using expressions (2.2.20) to (2.2.25) was made. The case of one broken fiber in an infinite lamina was studied. At $T = T_c$ (equivalent to $t = 1$), axial stress in the broken fiber was calculated as well as shear stress in the surrounding matrix (in the closest matrix band) for $\alpha = 0.5$ and $\alpha = 1$. For $\alpha = 0.5$ the differences between the two inversion techniques lead to a maximum of 1% for axial stress in the broken fiber and 5.8% for the closest matrix band's shear stress which confirms the applicability of Schapery's inversion technique for the range of $\alpha < 0.5$. When $\alpha = 1$, the differences in axial load stay relatively low (maximum 6%), but shear stresses differ considerably (maximum of 38%). Therefore when calculation of the actual shear stresses in the matrix are necessary (for example when debonding is investigated), Schapery's inversion technique should not be used for $\alpha > 0.5$ and direct inversion is more adequate. But for fiber ruptures modelling, when axial stresses are the only ones that need to be calculated, Schapery's technique is adequate for the whole range of $0 \leq \alpha \leq 1$. Characteristic values of α found in the literature for polymers and plastics range between 0.02 and 0.4 [65]. Therefore Schapery approximation should provide with satisfactory results in practice even when shear stress are to be computed.

2.2.4 Multiple fiber breaks simulation

When multiple fiber breaks are considered, each fiber break taken individually will cause over-load on surrounding fibers including other fiber break sites. And yet, at all time step, zero stress condition on the fiber tips must be satisfied in the general problem P1. Which is equivalent to have unit compressive load at each fiber break site in the subproblem SP1. Therefore the influence stress fields due to individual fiber breaks must be multiplied by a coefficient (called weight function $K_j(t)$ from now on). The procedure to determine these coefficients at each time step is described further. Then, in order to calculate the stress field (in the subproblem SP1) in the composite with several staggered fiber breaks, one needs to superimpose the stress fields due to different fiber breaks (resulting from A1) weighted accordingly. At each point in the composite, the axial stress can be determined through the following expression (expressions for fiber displacements and shear stress in the matrix are identical with replacing L by V and T respectively) :

$$L_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^r \left[\int_{0^+}^t L_{n-n_j}^u(\xi - \xi_j, t - \tau) \frac{\partial K_j(\tau)}{\partial \tau} d\tau + L_{n-n_j}^u(\xi - \xi_j, t) K_j(0^+) \right] \quad (2.2.26)$$

Where r is the number of broken sites. These expressions are the solution to the subproblem SP1 of an infinite lamina with staggered fiber breaks where broken fibers' tips are subjected to a unit compressive load and zero load is applied at the far field. Then a unit traction load (solution to the subproblem SP2) must be applied to the entire composite in order to get the solution of the general problem P1 of an infinite lamina subjected to unit traction at the far field and zero stress at the broken sites :

$$P_n(\xi, t) = L_n(\xi, t) + 1$$

$$U_n(\xi, t) = V_n(\xi, t) + \xi$$

And no modification is needed for $T_n(\xi, t)$ nor $\Gamma_n(\xi, t)$

To determine the coefficients K_j , following steps need to be undertaken :

1. Load transmission functions (Λ_{ij}) are calculated using the expression (2.2.24) above : $\Lambda_{ij}(t) = L_{n_i-n_j}^u(\xi_i - \xi_j, t)$. These load transmission functions represent the load transmitted from the fiber break j , located at (n_j, ξ_j) to the fiber break i located at (n_i, ξ_i) .
2. With the condition of a unit compressive load applied at the fiber tips and using the equation (2.2.26) of the axial stress, the following system of r integral equations determine the coefficients K_j :

$$-1 = \sum_{j=1}^r \left[\int_{0^+}^t \Lambda_{ij}(t - \tau) \frac{\partial K_j(\tau)}{\partial \tau} d\tau + \Lambda_{ij}(t) K_j(0^+) \right] \quad i = 1, \dots, r \quad (2.2.27)$$

Taking the Laplace transform of the equation (2.2.27) one gets the following system of equations :

$$\frac{P}{s} = [\underline{\Lambda}(s)s] \underline{K}(s)$$

Therefore :

$$\underline{K}(s) = [\underline{\Lambda}(s)s]^{-1} \frac{P}{s}$$

$$\underline{K}(t) = L^{-1} \left\{ [\underline{\Lambda}(s)s]^{-1} \frac{P}{s} \right\} \quad (2.2.28)$$

Where P/s is an r -dimensional vector whose components are $-1/s$ and $[\underline{\Lambda}(s)s]$ is the matrix of the load transmission functions in the Laplace domain.

Beyerlein et al. propose several methods for solving the system of equations (2.2.28). The first method consists of computing the values of $K_j(t)$ using the values of K_j at previous time steps which implies a time discretization by transforming the integral into a sum over the previous time steps. In this method the error can be minimized by taking small time steps. Computation time can though be very important in the case of small time steps and great amount of fiber breaks and two alternative methods are proposed. In the method II, the direct Schapery inversion technique is used thus considerably simplifying calculation of the weighting functions. Alternatively the method III ignores the time variation of K_j factors.

In the present development of the model method III will be used for calculating the value of the weighting functions in order to simplify the calculations. Using this method the expression of the axial stress (in the auxiliary problem) in the fibers for any time t

is :

$$L_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^r L_{n-n_j}^u(\xi - \xi_j, t) K_j(t) \quad (2.2.29a)$$

$$V_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^r V_{n-n_j}^u(\xi - \xi_j, t) K_j(t) \quad (2.2.29b)$$

$$\Gamma_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^r \Gamma_{n-n_j}^u(\xi - \xi_j, t) K_j(t) \quad (2.2.29c)$$

And to determine $K_j(t)$ the following system of equations is used :

$$K(t) = [\Lambda_{ij}(t)]^{-1} P \quad (2.2.30)$$

At a given time t , $r \times r$ $\Lambda_{ij}(t)$ are calculated using the equation (2.2.24). i and j represent the corresponding fiber break sites :

$$\begin{aligned} \Lambda_{ij} &= L_{n_i-n_j}^u(\xi_i - \xi_j, t) \\ &= \frac{-1}{2} \int_0^\pi \cos(n_{ij}\theta) C_\theta \exp(-2C_\theta |z_{ij}| \beta_0) d\theta \\ &\quad - k_1(\alpha) |z_{ij}| \int_0^\pi \cos(n_{ij}\theta) C_\theta^2 \exp(-2C_\theta |z_{ij}| \beta_0) d\theta \\ &\text{where } n_{ij} = n_i - n_j \quad \text{and } z_{ij} = \frac{\xi_i - \xi_j}{t^{\alpha/2}} \end{aligned}$$

To summarize the procedure, main steps of the calculation are given below. Given a rupture pattern in a composite one can calculate the stress state of fibers (or the axial displacement, matrix shear strain or shear stress) :

1. At each time step calculate the matrix of influence functions $[\Lambda_{ij}(t)]$.
2. Calculate the corresponding value of the weighting functions at time t , $K_j(t)$ for every fiber break site.
3. Calculate the stress/strain at any point of the material by superimposing stress/strain fields due to every fiber break weighted accordingly.
4. At this point far field is zero and a unit compressive load is applied at each fiber break. One needs to superimpose to this solution the unit traction load applied to the material.

2.3 Fiber breaks accumulation

In order to model damage evolution in time the procedure implemented in the present work can be described as follows :

- First a material sample is generated. A sample is represented by a distribution of fiber strengths in the discretized region of the material
- Then the load is applied to the undamaged material : a uniform stress field is applied to the fibers
- Fiber elements where applied stress exceeds initially attributed strength are identified and the most severely overloaded element breaks

- The stress field in the material is computed taking into account the new fiber rupture
- The process of identification of overloaded elements and subsequent fiber ruptures is repeated until the damage state does not lead to new fiber ruptures
- Then time advances by one step and stress field is recalculated.

2.3.1 Stochastic fiber strengths

As mentioned before, fibers have flaws randomly distributed on their length. The effect of these flaws on the strength of the fibers is modified by fibers' sizing and coating ([22, 50, 69]). These surface treatments also modify fibers-matrix adhesion properties such as interface strength. While modelling the long-term behavior of the composite, material parameters corresponding to a given composition in terms of fibers, matrix and interface must be used. To account for the presence of defects on the fiber surface, the material is discretized along the longitudinal direction and each fiber node is then attributed a strength. Unimodal Weibull law is generally used to interpret experimental data [44, 60]. For different fibers with various coatings Weibull parameter values can be found in the literature (Glass Fibers : [2, 20, 43, 45, 46, 64] ; Carbon fibers : [7, 58]). The use of the unimodal Weibull law implies certain conditions of flaws distribution :

1. Flaws are independent which means that no flaw is located in the stress concentration zone caused by another flaw
2. Spatial distribution of flaws follows a homogeneous Poisson's process
3. The probability that a flaw is critical for a given stress is given by a power law or can be correctly approximated by one

However it was experimentally shown that fibers flaws can be usually described by two or three different types in which case unimodal Weibull law becomes inapplicable [34]. Multimodal, mainly bimodal models were therefore introduced (Glass fibres : [69, 70] Carbon fibres : [35, 44]). Such a bimodal law can be expressed in the following manner(2.3.1) :

$$P(\sigma) = 1 - (1 - q) \exp \left(- \frac{l}{l_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{01}} \right)^{m_1} \right) - q \exp \left(- \frac{l}{l_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{02}} \right)^{m_2} \right) \quad (2.3.1)$$

Where $P(\sigma)$ is the probability of an element to break at the stress level σ . In the expression (2.3.1) the parameter q expresses the weight of each failure mode or category of flaw. l_0 is the characteristic gauge length, $(\sigma_{01}, \sigma_{02})$ and (m_1, m_2) are respectively the scale and shape parameters of the two modes.

Experimental investigation is usually conducted on fibres with gauge length of few millimeters whereas the fibre elements used in the present model are a few microns long. For glass fibers it was experimentally shown [51] that three different flaw categories control fibres rupture at various lengths. Each of these categories becoming preponderant for distinct lengths ranges :

1. Severe surface flaws due to fabrication and handling distant of approximately 2cm. They control fibres strength at low ranges of applied stress
2. Moderate surface flaws, surface irregularities, probably due to fabrication imperfections or corrosion. They are distant of approximately 0.1mm and control fibres strengths at medium range of applied stress

3. Internal structural defects of glass causing local stress concentrations. These flaws are distant of approximately $10^{-2} - 10^{-3}$ mm controlling the fibres strengths at high ranges of applied stress.

According to these results Weibull multimodal law needs to be modified. The weight of each mode varies with the length of the considered element. In order to take into account the variation of the parameter q in the equation (2.3.1) in respect to the length of the element, Zinck et al. [68] proposed a linear form :

$$q(l) = q_0 \frac{l}{l_0} \quad (2.3.2)$$

In a subsequent article Zinck [67] gives corresponding parameters for glass and carbon fibres.

In the present model, each node's strength is generated independently according to the probability law expressed in (2.3.1), where q is replaced by its length-dependent expression given in (2.3.2). In these expressions l takes the value dx , length of the considered fibre element. Remaining parameters q_0 , l_0 , σ_{01} , σ_{02} , m_1 and m_2 are material parameters and are taken in the literature. Strength values are generated using the rejection sampling method.

Description of the simulation of new fiber breaks in time

Once the axial stress in the fibers is calculated, it can be compared to the fiber nodes strengths described above. The most over-loaded node breaks. When a fiber breaks, its influence on the stress distribution must be accounted for. To do so, stress field in the material is re-calculated using equations (2.2.30) and (2.2.29a) where the total number of fiber breaks was increased by one and the $[\Lambda_{ij}(t)]$ matrix has an additional line and column. Note that in order to take into account the influence of the fiber break j only since it has actually occurred, t must be replaced by $t - t_j$ where t_j is the time when the fiber break j occurred. Weighting functions $K(t)$ are therefore modified while the time t is kept unchanged. Once the new stress state is calculated, it is once more compared to the fibers strengths. If a new break must occur then the procedure is repeated, otherwise the time t increases by one time step. Due to the viscosity of the matrix, the stress state in the composite is modified and the fiber break procedure is repeated. This algorithm is summarized in the figure 2.3.1.

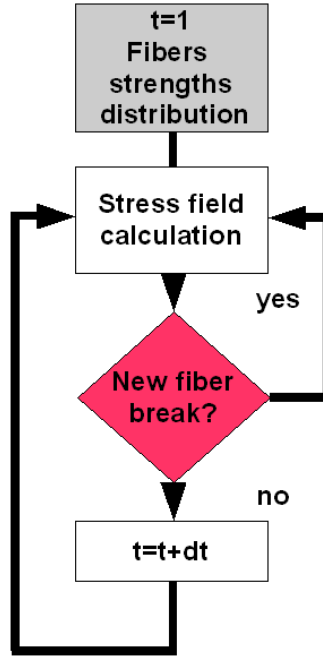


FIG. 2.3.1 – *Algorithm for the successive fiber breaks*

2.4 Results and discussion

The aim of this modelling effort is to produce a simulation tool that would demonstrate the essential stress distribution phenomena leading to the creep rupture of a UD FRP, show the evolution of the damage process and its dependance on the material characteristics of the composite's constituents : fibers, matrix and interface properties. In this first part elastic and viscoelastic behavior of the matrix will be considered. First, time evolution of stress redistribution will be described. Then time evolution of the material's damage will be studied. In particular its dependence on the composite's components properties will be shown.

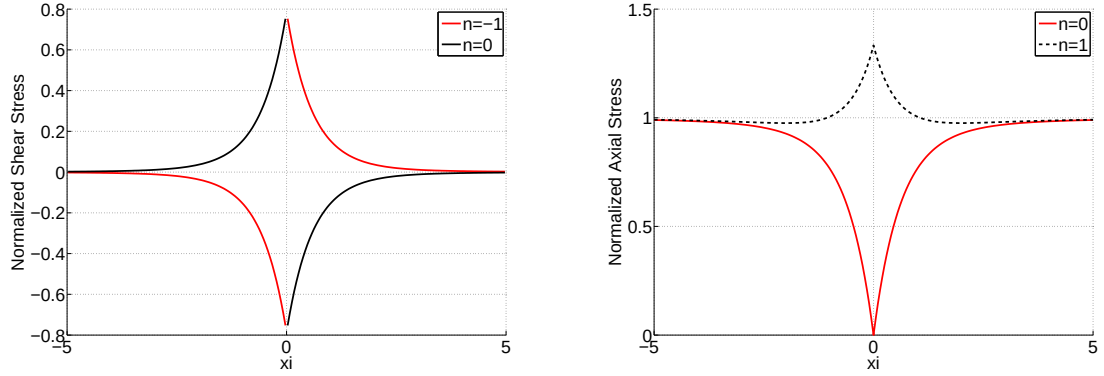
2.4.1 Main stress redistribution phenomena

In this section examples of a composite with given simple rupture patterns will be used to illustrate the main features of the stress redistribution process.

Elastic case : stress redistribution due to a single fiber break

First, a simple case of one fiber break in an infinite lamina is considered. The material is subjected to a unit traction load. When a traction effort is applied to a broken fiber, its two edges tend to be pulled apart : a crack forms. This break causes a local shear stress peak in the matrix surrounding it. The broken fiber recovers progressively its load (along the anchorage length) while the shear in the matrix transfers the load, no longer supported by the broken fiber, to its intact neighbors. The figure below shows the shear stress profile around the broken fiber (fig. 2.4.1 (a)) and the stress state in the broken fiber and its first intact neighbor (fig. 2.4.1 (b)). Numeric values are presented in normalized form. The maximum overstress factor on the first intact fiber

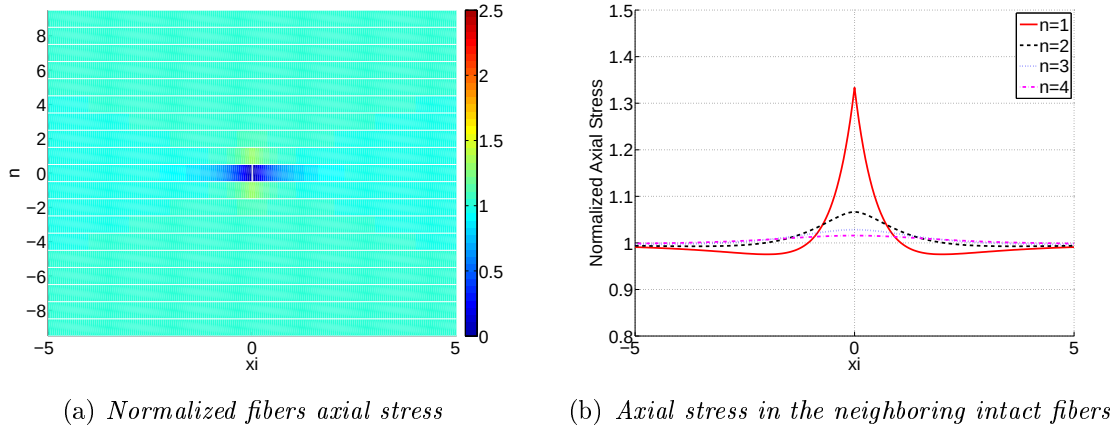
is approximately 1.33. The overstress factor is calculated by dividing the axial fiber stress by the far field applied stress.



(a) Matrix shear stress around the broken fiber (b) Axial stress in the broken fiber and its first intact neighbor

FIG. 2.4.1 – Influence of a broken fiber on its immediate surroundings

Stress concentration due to a fiber break is spreading into the depth of the material while its intensity diminishes. A map of the overstress factor, showing this phenomenon can be drawn (figure 2.4.2 (a)). On this figure each horizontal band represents a fiber. Colors towards red represent high overstress factor, while blue color represents zero stress. In the figure 2.4.2 (b) one can also see the overstress profiles on the broken fiber's neighbors : $N = 1$ is the first intact fiber, $N = 2$ the second, etc.



(a) Normalized fibers axial stress (b) Axial stress in the neighboring intact fibers

FIG. 2.4.2 – Influence of a broken fiber on the whole composite

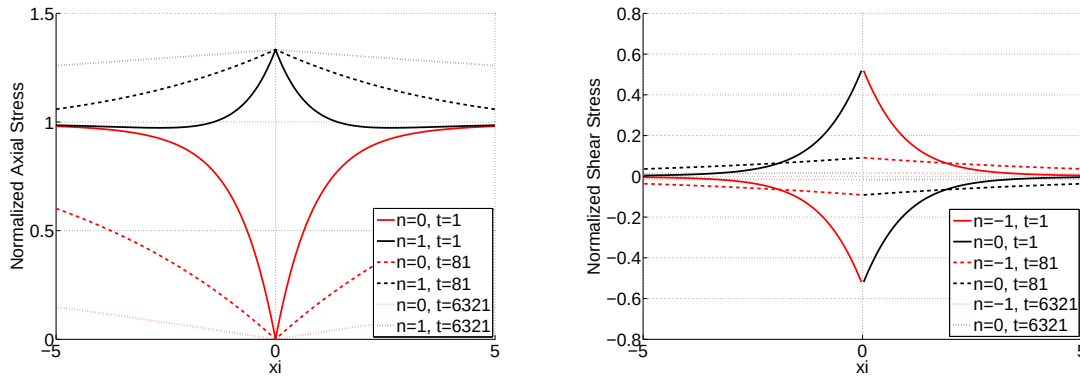
Numeric values of maximum overstress factors in the neighboring fibers are summarized in the following table 2.4.1. These values are in agreement with the numeric values found by Beyerlein et al. in [5] which confirms the validity of the present implementation of the model.

Intact fiber's number	1	2	3	4
Overstress factor	1.333	1.067	1.029	1.016

TAB. 2.4.1 – Maximal overstress factors of successive broken fiber's intact neighbors

Viscoelastic matrix : time evolution of the stress field due to a single fiber break

In this section the same isolated fiber break is considered and time evolution of the stress redistribution is studied. For demonstration purposes, the matrix is taken is more viscous than usually encountered polymer matrixes : the parameter α equals 0.8. The broken fiber cannot support its applied load. The stress is recovered progressively from the broken fiber tips. Recovery profile as well as the overstress profile of the intact neighbor are broadening in time as can be seen in the figure 2.4.3 (a). The effect of the break therefore becomes global as a greater part of the material is influenced. At the same time shear stress in the surrounding matrix is relaxing 2.4.3 (b). Note that the maximum overstress factor on the first intact neighbor remains constant in time.



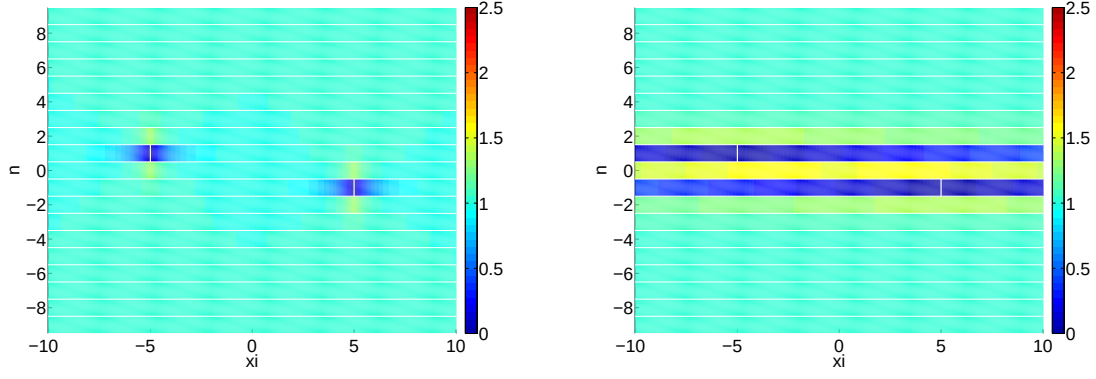
(a) Time evolution of the axial stress in the broken fiber and its first intact neighbor (b) Time evolution of the shear stress in the matrix surrounding the broken fiber

FIG. 2.4.3 – Time evolution of the influence of a broken fiber on its closest surroundings

Progressive interaction of break sites

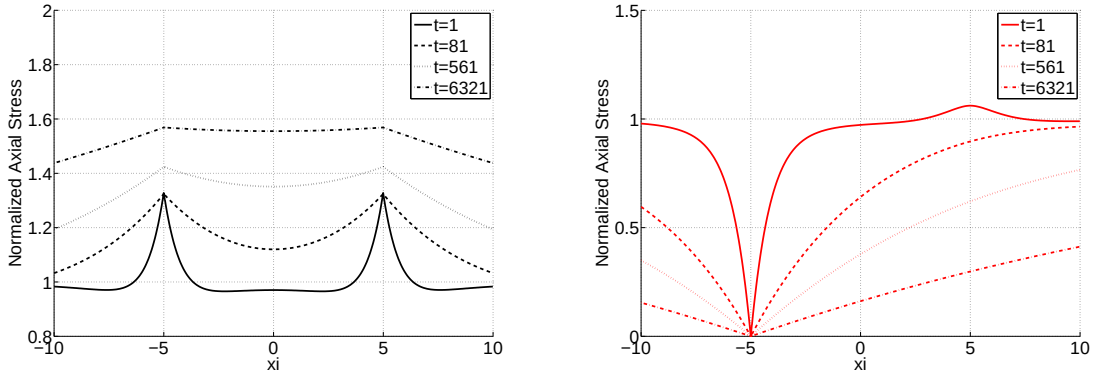
Here the evolution of the interaction of two fiber break sites is investigated. The configuration of the material is as follows : an intact fiber is surrounded by two broken fibers whose breaks are non-aligned and distant enough to be non-interacting at the initial time step (elastic response). Then time evolution of the stress state is considered. Of particular interest is the overstress factor time evolution of the central intact fiber. Figure (2.4.4) shows the stress state of the material at the initial (a) (elastic) time step and at the final (b) time step after the relaxation of the matrix.

Initially two distinct zones can be seen : the elastic influence zones of the two fiber breaks. With time, these two break zones evolve to form one common break zone. Therefore there is a progressive interaction of the two fiber breaks in time. The graphics below show stress profiles in the intact fiber (fig. 2.4.5 (a)) and the broken fiber above it (fig. 2.4.5 (b)) and their time evolution.



(a) Initial (elastic) stress state in the material (b) Stress state in the material after matrix's relaxation

FIG. 2.4.4 – Progressive interaction of two initially independent fiber breaks



(a) Time evolution of the overstress profile of the central intact fiber (b) Time evolution of the axial stress in the broken fiber $n=1$

FIG. 2.4.5 – Superposition of the overstress profiles

Analysis of the stress in the central intact fiber shows the initial independence of the two fiber breaks : the overstress profiles due to the two fiber breaks are initially distant and non-overlapping, the intact fiber is not over-loaded in the middle, where its stress remains equal to approximately 1 (figure 2.4.5 (a), $t = 1$ curve). Then, the overstress profiles broaden. At the beginning (figure 2.4.5 (a), $t = 81$ curve), their maximum reaches the same value (1.333) as that due to an isolated fiber break. It is only afterwards (figure 2.4.5 (a), for $t = 561$ and $t = 6321$) that the actual interaction takes place : the maximum value of the overstress profile reaches approximately 1.46 instead of 1.33 for isolated fiber breaks. This is due to the overlapping of the overstress profiles well beyond the distance separating the two breaks. In the middle of the intact fiber, the stress is increasing : first because the effect of one rupture has reached this abscissa, second because the two overstress profiles are overlapping, accelerating the increase of the stress. This progressive increase of the fiber's axial stress could cause new fiber breaks. At the same time the two broken fibers are progressively unloaded as can be observed on the figure (2.4.5 (b)).

To conclude on this section, previous results have shown that the developed model

represents well the basic mechanisms of stress transfer in the damaged material :

1. Progressive stress recovering in the broken fiber
2. Overload of the neighboring intact fibers
3. Matrix relaxation
4. Broadening of the overload profiles
5. Progressive interaction of distant break sites in time

From a mechanical point of view, the same results are found in [5], which confirms the validity of the present simulation tool.

2.4.2 Successive fiber breaks : complex sample study

In this section a more complex sample will be studied. It consists of an infinite lamina where 71 fibers are allowed to break. Each fiber is divided into 991 éléments. A randomly generated strength following the previously presented bi-modal Weibull probability law is assigned to every element. The fiber volume fraction is taken equal to 54.2%. The figure 2.4.6 represents the fibers strengths distribution of the specimen studied. Each horizontal band represents a fiber. Random distribution of flaws on the fibers surface can be noticed. Various parameter values used for this simulation are summarized in the table 2.4.2 below. The influence of the parameter α is studied in this paper. Several values are used : 0.5, which is very high but can be characteristic of certain polymer matrixes, 0.2 a middle-range value for usual polymer matrixes and 0.048 - characteristic of an epoxy resin. The resin with $\alpha = 0.048$ has mechanical properties of an epoxy resin (presented in [66]) and fibers are glass fibers characterized in [67]. As fibers are the only load-bearing element of the material, in what follows load applied to the material will be expressed in terms of fibers axial far field stress.

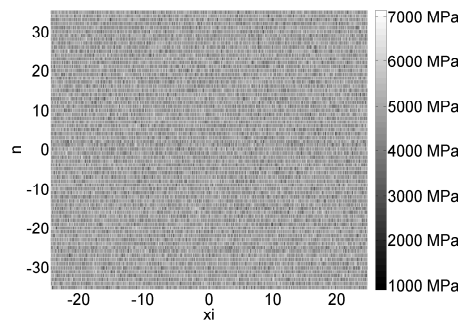


FIG. 2.4.6 – *Strengths distribution in the fibers*

Model characteristics	
$2N+1$	71
$2M+1$	991
normalized dx	0.05
V_f	54.2%
loading	variable : 0 - 2650MPa (elastic case) 1400MPa and 1500MPa (creep test)
Fiber characteristics	
σ_{01}	3200 MPa
m_{01}	5.79
σ_{02}	5110 MPa
m_{02}	7.65
l_0	10 mm
q_0	0.45
E_f	74 GPa
r_f	13.5 μm
Matrix characteristics	
G_e	1.29 GPa
T_c	1600 s
α	variable : 0.5, 0.2 and 0.048

TAB. 2.4.2 – Simulation parameters

Elastic case : determining damage state for a given load level

For the sample described above, the damage state for increasing load levels was studied. First the elastic response was investigated. The graphic in figure (2.4.7) presents the number of fiber breaks versus applied load. The curve presents two different slopes and the change in slope happens around 2000 MPa. This stress is applied at the far field to the fibers. With 54.2% fibers volume fraction, the stress applied to the whole sample (taking into account matrix's volume) therefore corresponds to 1084MPa. In what follows, unless specified otherwise, the loads are represented by the load applied at the far field to the fibers.

The damage patterns corresponding to the slope's change were investigated. The two figures below (figure 2.4.8 (a) and 2.4.8 (b)) show the evolution of this damage. At 2000MPa the fiber breaks are dispersed. With increasing applied load, fiber breaks group and align to form a macro-defect, clearly visible at 2050MPa. The formation of such a macro-defect has yet to be linked with the rupture of a given real-scale structure. The rupture observed is very brutal and sensitive to the applied stress (at 2000MPa there is no macro-defect and at 2050MPa, the whole specimen is broken), a mathematical study of this instability should be conducted. Experimental observations also show brutal rupture.

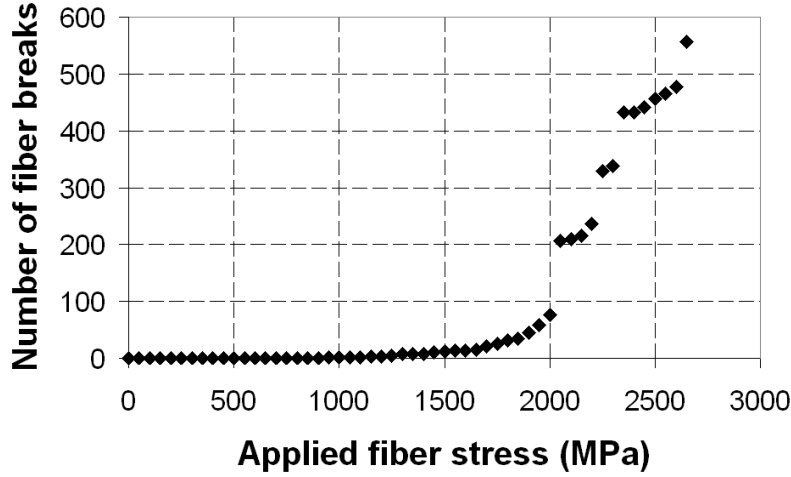


FIG. 2.4.7 – Number of fiber breaks for various levels of applied stress

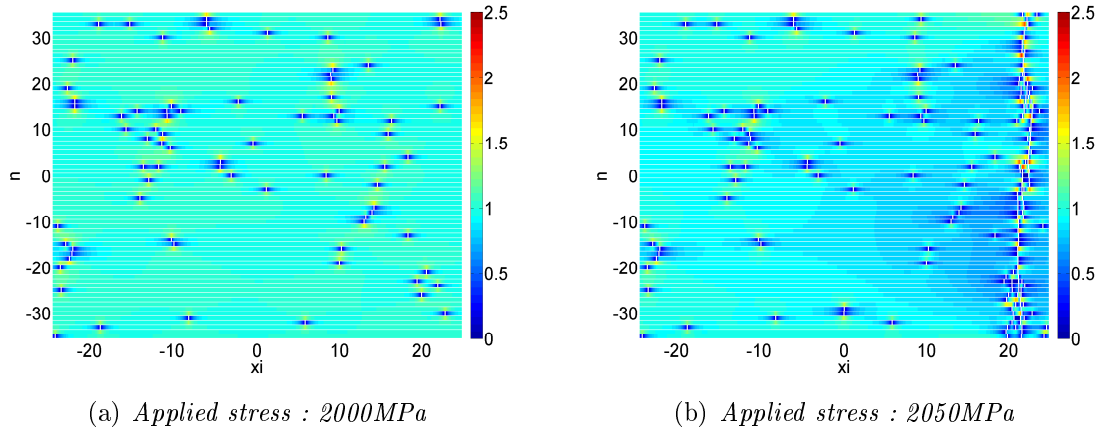


FIG. 2.4.8 – Damage state for different load levels

Viscoelastic case : secondary and tertiary creep

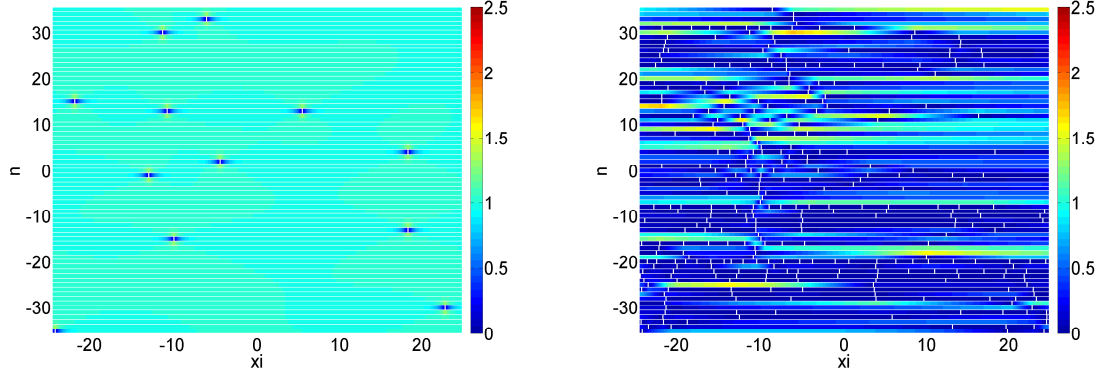
The next step is to study this same sample (with an identical spatial distribution of strengths) under a constant load and observe its progressive damage in time. In this part the influence of the parameter α is investigated. In order to do so, three different values of α will be used, as mentioned previously, all of the remaining mechanical characteristics remaining unchanged. The simulated time for each value of α is kept constant : 50 years. For computational reasons, only 21 time steps are considered for each simulation. Rather than dividing the 50 years period into equal time steps, calculation times are determined in order to obtain constant variation dJ of the matrix's viscoelastic relaxation compliance J between two time steps. Indeed, taking the equation (2.2.5) and numerical values of α and T_c , initial and final values of $J(t)$ can be determined. The range of the matrix's compliance J is then divided by 20 and times corresponding to each dJ step are calculated through inverting the equation (2.2.5).

The first value of α tested is 0.5. Two different load levels are used : 1400MPa and 1500MPa, both well below the critical damage stress (around 2000MPa) identified

previously.

Tertiary creep : study at 1500 MPa

At 1500 MPa, the initial (elastic) damage is very low : a few fiber breaks are dispersed in the material. But after a certain time ruptures form a macro-defect as can be seen on the figure (2.4.9 (b)).

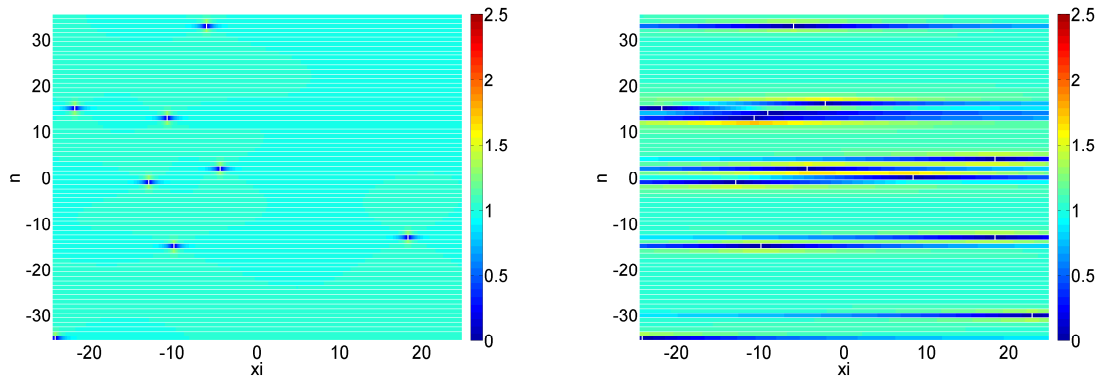


(a) Initial damage and stress state (elastic response) (b) Damage and stress state after a 50 years period

FIG. 2.4.9 – *Initial and final damage state of the sample subjected to 1500 MPa of maintained load*

Secondary creep : study at 1400 MPa

The same type of study was carried out at a stress level slightly below the previous one : 1400 MPa. The initial damage is very low but it is comparable to that observed under 1500 MPa (see figure 2.4.10 (a) and 2.4.9 (a)). Although, at the end of the 50-years period of time, instead of forming a macro-defect, the damage process has stabilized and final ruptures form micro-defects or even remain isolated.



(a) Initial damage and stress state (elastic response) (b) Damage and stress state after a 50 years period

FIG. 2.4.10 – *Initial and final damage state of the sample subjected to 1400 MPa of maintained load*

Simulations at these two load levels provide information about the evolution of the number of fiber breaks as well as average material strain and apparent axial modulus in

time. Figure 2.4.11 shows that when subjected to 1400MPa material's damage stabilizes in time with a few fiber breaks (13 at the end of the simulation period). But when the applied load reaches 1500MPa, the number of fiber breaks versus time exhibits a rapidly changing slope and damage stabilizes only when the material is completely destroyed (352 final fiber breaks and a visible macro-defect).

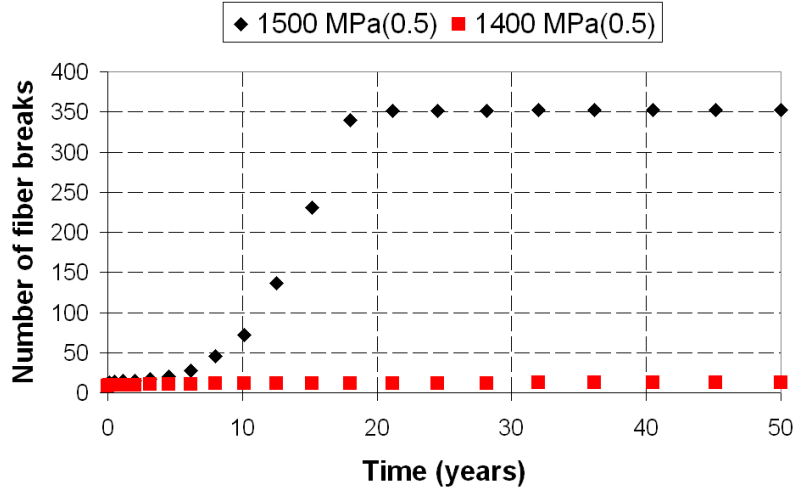


FIG. 2.4.11 – *Number of fiber breaks versus time*

Material's behavior in time can be characterized by the time evolution of the apparent axial modulus E_{app} and relative strain ratio $\varepsilon_{\%}(t)$, that are calculated in the following manner, where V_f is the fiber volume fraction, σ_{∞} is the fiber's axial stress applied at the far field and $\varepsilon(t)$ is the mean fibers axial strain, calculated using the mean fiber displacement at each end of the sample (at $L/2$ and $-L/2$, where L is the sample's length) :

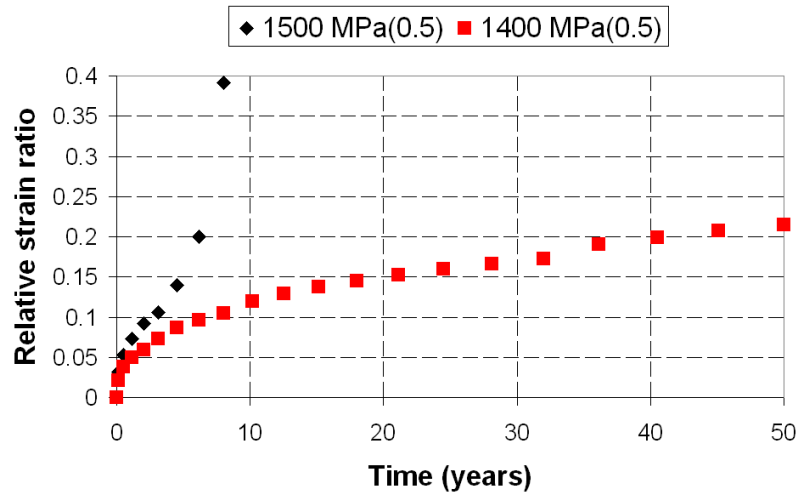
$$\varepsilon_{\%} = \frac{\varepsilon(t) - \varepsilon_0}{\varepsilon_0}$$

$$E_{app}(t) = V_f \frac{\sigma_{\infty}}{\varepsilon(t)}$$

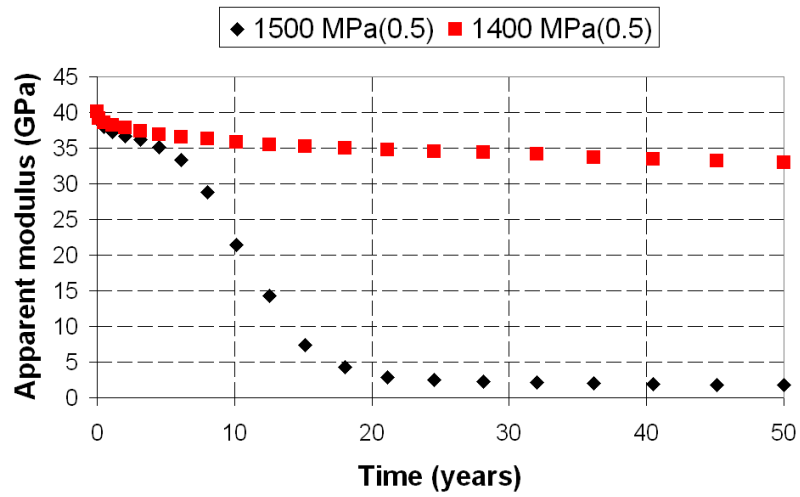
$$\varepsilon(t) = \frac{u_{mean}(L/2) - u_{mean}(-L/2)}{L}$$

Figures 2.4.12 (a) and 2.4.12 (b) show that the composite material undergoes secondary and tertiary creep when 1500MPa stress is applied. But only secondary creep is visible under 1400MPa.

Two major conclusions can be drawn from these simulations. First, even a load level below the static critic load can eventually lead to the formation of a macro-defect. Indeed new ruptures progressively occur and initially distant rupture site come to interaction. This leads to the second conclusion : the morphology of the macro-defect is not the same under static loading (elastic response, figure 2.4.8 (b)) of the material and under maintained loading with a viscoelastic matrix (figure 2.4.9 (b)). Whereas fiber breaks need to be almost aligned to form a fracture in the elastic case, with the broadening of the overstress profiles in the viscoelastic case, several initially spread micro-clusters coalesce to finally form a damage cluster. Creep rupture as well as static rupture is very



(a) *Relative strain ratio versus time*



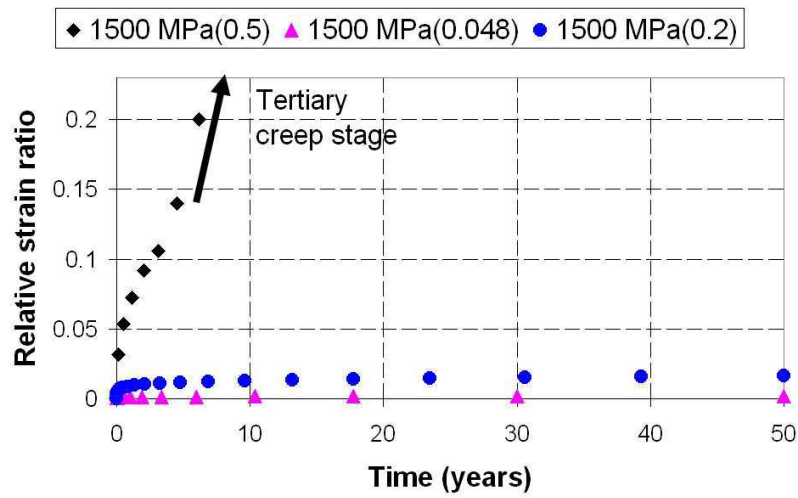
(b) *Apparent axial modulus versus time*

FIG. 2.4.12 – *Creep behavior under 1400 and 1500 MPa*

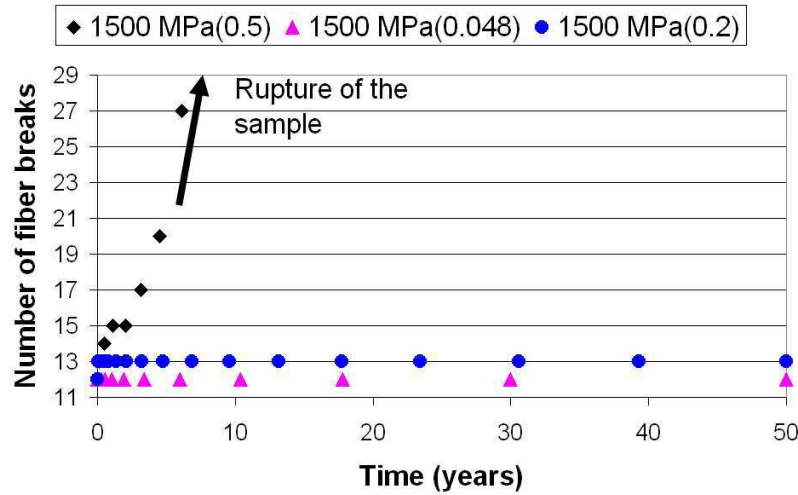
sensitive to the level of applied load (at 1400MPa, the tertiary creep stage does not occur whereas at 1500MPa, the material eventually breaks).

Influence of matrix viscoelastic properties

The parameter α characterizes matrix's creep behavior. The higher the value of α , the more pronounced the matrix's creep is. Previously studied value of 0.5 for this parameter is rather high but certain polyester resins have this characteristic. Furthermore, elevated temperatures can intensify matrix's creep, increasing α 's value. The corresponding creep behavior of the composite material as a whole is also more pronounced. As previously seen this global creep of the whole material is due to a progressive damage (subsequent fiber breaks) and to the opening of existing fractures. In this section two additional values of α will be studied for an applied load of $1500MPa$: 0.2 and 0.048. Material's behavior is observed through the time evolution of the relative strain ratio $\varepsilon_{\%}(t)$ and number of fiber breaks. For comparison previous results for $\alpha = 0.5$ at $1500MPa$ were superimposed.



(a) Relative strain ratio versus time



(b) Number of fiber breaks versus time

FIG. 2.4.13 – Creep behavior under 1400 and 1500 MPa

At $1500MPa$ with an $\alpha = 0.5$ both stages of secondary and tertiary creep were observed. At the same level of applied stress with an $\alpha = 0.2$ only secondary creep

is observed and the final relative strain ratio equals 2%. When $\alpha = 0.048$ creep is almost imperceptible with final relative strain ratio of 0.2%. This means that a given load level can either lead to creep rupture of the material or to a stable damage in time depending on the matrix's relaxation properties. On the other hand 1500MPa is approximately 75% of the ultimate strength of the material. Experiments show that at this load level most of the glass fiber reinforced composite materials, even with epoxy matrices, undergo creep rupture. As described previously, creep rupture phenomenon also implies debonding that was not taken into account in these simulations. It should be included into the model in order to give a closer description of the physical processes. This work will be described in the subsequent part II of this article.

2.5 Conclusions and future work

A shear-lag type model based on a previous work of Beyerlein et al. [5] was implemented and developed. This model allows following the progressive damage of a unidirectional composite material subjected to traction. This allows understanding how various mechanical parameters of the composite's constituents influence the creep of unidirectional composites. This model takes into account stochastic distribution of fiber strengths and matrix's relaxation in time. Progressive damage phenomenon was simplified in order to consider solely successive fibers ruptures. Matrix cracking was not taken into account and interface debonding will be introduced in a part II paper.

This micro-mechanical model reproduces well basic mechanisms of stress redistribution between broken and intact fibers through matrix's shear both in the elastic and viscoelastic cases. The model was used to simulate progressive damage of a sample consisting of 71 fibers. First the elastic ultimate strength was determined by applying increasing load levels to the sample and assessing the corresponding number of fiber breaks. Then the same sample was subjected to a sustained load and its mean strain, axial modulus and number of fiber breaks were calculated during the 50-years simulation period. Two different load levels (approximately 70% and 75% of the initial ultimate strength of the material) were applied leading to secondary and tertiary creep. Both static and creep rupture modes were found very sensitive to the level of applied load. The morphology of the static and creep ruptures were found to differ considerably. Different matrix relaxation properties were used in order to determine how matrix influences creep behavior of the whole composite. Matrix's creep behavior was modelled with a phenomenological power law. It was shown that with elevated values of the power parameter of this power law (0.5) pronounced creep and potentially creep rupture are observed. When lower values are taken (0.2 and 0.048) final relative strain ratios after the 50-years period of time were respectively equal to 2% and 0.2%. However experimental results found in the literature show that at these load levels (70% and 75%) most glass fiber reinforced composite materials undergo creep rupture. This means that the present model overestimates time to rupture of the composite material subjected to constant traction. Debonding was not included in the present simulations, though it is generally admitted that interface damage has a great importance on the lifespan of a permanently loaded composite. Debonding will therefore be treated in the part II paper and its influence on the creep behavior will be demonstrated.

Acknowledgements

Work presented in this article is part of a PhD thesis financially supported by the French Environment and Energy Management Agency (ADEME) and the French Scientific and Technical Centre for Building (CSTB).

Bibliographie

- [1] Y. A. Al-Salloum and T. H. Al-Musallam. Creep effect on the behavior of concrete beams reinforced with gfrp bars subjected to different environments. *Construction and Building Materials*, 21 :1510–1519, 2007.
- [2] J. Andersons, R. Joffe, M. Hojo, and S. Ochiai. Glass fiber strength distribution determined by common experimental methods. *Composites Science and Technology*, 62 :131–145, 2002.
- [3] F. Ascione, V.P. Berardi, L. Feob, and A. Giordano. An experimental study on the long-term behavior of cfrp pultruded laminates suitable to concrete structures rehabilitation. *Composites : Part B*, 39 :1147–1150, 2008.
- [4] L.C. Bank and A.S. Mosallam. Creep and failure of a full-size fiber-reinforced plastic pultruded frame. *Composites Engineering*, 2(3) :213–227, 1992.
- [5] I.J. Beyerlein, S.L. Phoenix, and Rishi Raj. Time evolution of stress redistribution around multiple fiber breaks in a composite with viscous and viscoelastic matrices. *International Journal of Solids and Structures*, 35 :3177–3211, 1998.
- [6] I.J. Beyerlein, C.H. Zhou, and L.S. Schadler. A time-dependent micro-mechanical fiber composite model for inelastic zone growth in viscoelastic matrices. *International Journal of Solids and Structures*, 40 :2171–2194, 2003.
- [7] Sébastien Blassiau. *Modélisation des phénomènes microstructuraux au sein d'un composite unidirectionnel carbone/epoxy et prédiction de durée de vie : contrôle et qualification de réservoirs bobinés*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2005.
- [8] M. Bocciarelli, P. Colombi, G. Fava, and C. Poggi. Fatigue performance of tensile steel members strengthened with cfrp plates. *Composite Structures*, 87 :334–343, 2009.
- [9] K. Bouguerra, E.A. Ahmed, S. El-Gamal, and B. Benmokrane. Testing of full-scale concrete bridge deck slabs reinforced with fiber-reinforced polymer (frp) bars. *Construction and Building Materials*, 25 :3956–3965, 2011.
- [10] F. Ceroni, E. Cosenza, M. Gaetano, and M. Pecce. Durability issues of frp rebars in reinforced concrete members. *Cement & Concrete Composites*, 28 :857–868, 2006.
- [11] Xinyu Chen, I.J. Beyerlein, and L. Catherine Brinson. Curved-fiber pull-out model for nanocomposites. part 1 : Bonded stage formulation. *Mechanics of Materials*, 41 :279–292, 2009.
- [12] L. Cheng. Flexural fatigue analysis of a cfrp form reinforced concrete bridge deck. *Composite Structures*, 2011.

- [13] F. Colomb, H. Tobbi, E. Ferrier, and P. Hamelin. Seismic retrofit of reinforced concrete short columns by cfrp materials. *Composite Structures*, 82 :475–487, 2008.
- [14] P. Colombi and C. Poggi. An experimental, analytical and numerical study of the static behavior of steel beams reinforced by pultruded cfrp strips. *Composites. Part B : engineering*, 37 :64–73, 2006.
- [15] H.L. Cox. The elasticity and strength of paper and other fibrous materials. *British Journal of Applied Physics*, 3 :72–79, 1952.
- [16] J. Dai, X. Yao, X. Liang, and H.Y. Yeh. Experimental study of micro-cracks in stress corrosion of fiber reinforced composites. *Polymer testing*, 25 :758–765, 2006.
- [17] C. Douthe, O. Baverel, and J.F. Caron. Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 47(1) :53–62, 2006.
- [18] C. Douthe, J.F. Caron, and O. Baverel. Gridshell structures in glass fibre reinforced polymers. *Construction and Building Materials*, 24(9) :1580–1589, 2010.
- [19] B. Drouin, G. Latour, and H. M. Mohamed. More than 10 years successful field applications of frp bars in canada. In *Fourth International Conference on Durability and Sustainability of Fibre Reinforced Polymer (FRP) Composites for Construction and Rehabilitation*, 2011.
- [20] G. Foray, M. R’Mili, and A. Descamps-Mandine. Comparative fiber defect size distribution analysis by afm and bundle tensile test. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [21] E. R. Fyfe, R. Watson, and M. McCullagh. More than twenty years of field applications of composites with durability testing and field observations. In *Fourth International Conference on Durability and Sustainability of Fibre Reinforced Polymer (FRP) Composites for Construction and Rehabilitation*, 2011.
- [22] S.L. Gao, E. Mäder, and R. Plonka. Nanocomposite coatings for healing surface defects of glass fibers and improving interfacial adhesion. *Composites Science and Technology*, 68 :2892–2901, 2008.
- [23] J.E. Gordon. *Structures et Matériaux. L’explication mécanique des formes*. Belin, 1994.
- [24] R. M. Guedes, J.J.L. Morais, A. T. Marques, and A. H. Cardon. Prediction of long-term behaviour of composite materials. *Computers and Structures*, 76 :183–194, 2000.
- [25] J.M. Hedgepeth. Stress concentrations in filamentary structures. Technical report, National Aeronautics and Space Administration, 1961.
- [26] J. Hillman. Sustainable structures using hybrid-composite beams. In *Fourth International Conference on Durability and Sustainability of Fibre Reinforced Polymer (FRP) Composites For Construction and Rehabilitation*, 2011.

- [27] V.M. Karbhari, J. W. Chin, D. Hunston, B. Benmokrane, T. Juska, R. Morgan, J.J. Lesko, U. Sorathia, and D. Reaynaud. Durability gap analysis for fiber-reinforced polymer composites in civil infrastructure. *Journal of Composites for Construction*, 7(3) :238–247, 2003.
- [28] H.Y. Kim, Y.H. Park, Y.J. You, and C.K. Moon. Short-term durability test for gfrp rods under various environmental conditions. *Composite Structures*, 83 :37–47, 2008.
- [29] J. Koyanagi, H. Hatta, F. Ogawa, and H.Kawada. Time-dependent reduction of tensile strength caused by interfacial degradation under constant strain duration in ud-cfrp. *Journal of Composite Materials*, 41(25) :3007–3026, 2007.
- [30] D.C. Lagoudas, C.-Y. Hui, and S.L. Phoenix. Time evolution of overstress profiles near broken fibers in a composite with a viscoelastic matrix. *Internationa Journal of Solids and Structures*, 25 :45–66, 1989.
- [31] C. M. Landis and R.M. McMeeking. Stress concentrations in composites with interface sliding, matrix stiffness and uneven fiber spacing using shear-lag theory. *Internationa Journal of Solids and Structures*, 36 :4333–4361, 1999.
- [32] C.M. Landis, M.A. McGlockton, and R.M. McMeeking. An improved shear-lag model for broken fibers in composite materials. *Journal of Composite Materials*, 33 :667–680, 1999.
- [33] C.M. Landis, I.J. Beyerlein, and R.M. McMeeking. Micromechanical simulation of the failure of fiber reinforced composites. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 48 :621–648, 2000.
- [34] N. Lissart and J. Lamon. Statistical analysis of sic fiber failure in the presence of bimodal flaw populations. In *Advanced Structural Fiber Composites*, 1995.
- [35] D. Loidl, O. Paris, H. Rennhofer, M. Müller, and H. Peterlik. Skin-core structure and bimodal weibull distribution of the strength of carbon fibers. *Carbon*, 45 : 2801–2805, 2007.
- [36] S. Mahesh and S.L. Phoenix. Lifetime distributions for unidirectional fibrous composites under creep-rupture loading. *International Journal of Fracture*, 127 :303–360, 2004.
- [37] S. Mahesh, J.C. Hanan, E. Üstündag, and I.J. Beyerlein. Shear-lag model for a single fiber metal matrix composite with elasto-plastic matrix and a slipping interface. *Internationa Journal of Solids and Structures*, 41 :4197–4218, 2004.
- [38] M. Megel, L. Kumosa, T. Ely, D. Armentrout, and M. Kumosa. Initiation of stress-corrosion cracking in unidirectional glass/polymer composite materials. *Composite Science and Technology*, 61 :231–246, 2001.
- [39] L.Jr. Mishnaevsky and P. Brøndsted. Micromechanical modeling of damage and fracture of unidirectional fiber reinforced composites : A review. *Computational Materials Science*, 44 :1351–1359, 2009.

- [40] John A. Nairn. On the use of shear-lag methods for analysis of stress transfer in unidirectional composites. *Mechanics of Materials*, 26 :63–80, 1997.
- [41] B. Nedjar. A time dependent model for unidirectional fibre-reinforced composites with viscoelastic matrices. *Internationa Journal of Solids and Structures*, 48 : 2333–2339, 2011.
- [42] T. Okabe, N.Takeda, Y. Kamoshida, M. Shimizu, and W.A. Curtin. A 3d shear-lag model considering micro-damage and statistical strength prediction of unidirectional fiber-reinforced composites. *Composite Science and Technology*, 61 :1773–1787, 2001.
- [43] Yu. Paramonov and J. Andersons. A family of weakest link models for fiber strength distribution. *Composites. Part A : applied science and manufacturing*, 38 :1227–1233, 2007.
- [44] H. Peterlik and D. Loidl. Bimodal strength distributions and flaw populations of ceramics and fibres. *Engineering Fracture Mechanics*, 68 :253–261, 2001.
- [45] M. R'Mili and J. Lamon. Investigation of subcritical crack growth using load relaxation tests on fiber bundles. *Acta Materialia*, 59 :2850–2857, 2011.
- [46] M. R'Mili, N. Godin, and J. Lamon. Investigation of subcritical crack growth using load relaxation test on glass fiber bundles. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [47] E.H. Rochdi, D. Bigaud, E. Ferrier, and P. Hamelin. Ultimate behaviour of cfrp strengthened rc flat slabs under a centrally applied load. *Composite Struct*, 72 : 69–78, 2006.
- [48] B.W. Rosen. Tensile failure of fibrous composites. *AIAA Journal*, 2 :1985–1991, 1964.
- [49] A.M. Sastry and S.L. Phoenix. Load redistribution near non-aligned fibre breaks in a two-dimensional unidirectional composite using break influence supersposition. *Journal of Materials Science Letters*, 12 :1596–1599, 1993.
- [50] C. Scheffler, S.L. Gao, R. Plonka, E. Mäder, S. Hempel, M. Butler, and V. Mechtcherine. Interphase modification of alkali-resistant glass fibres and carbon fibres for textile reinforced concrete i : Fibre properties and durability. *Composites Science and Technology*, 69 :531–538, 2009.
- [51] G. K. Schmitz. Exploration and evaluation of new glasses in fiber form. Technical report, U.S. Naval Research Laboratory, 1961.
- [52] A.E. Scott, I. Sinclair, S.M. Spearing, M. Mavrogordato, A. Bunsell, and A. Thionnet. Fibre fracture : comparison between a multi-scale microstructural model and high resolution computed tomography experimental. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [53] M. V. Seica and J. A. Packer. Frp materials for the rehabilitation of tubular steel structures, for underwater applications. *Composite Structures*, 80 :440–450, 2007.

- [54] Y. Shao. Characterization of a pultruded frp sheet pile for waterfront retaining structures. *Journal of material in Civil Engineering*, 18(3) :626–633, 2006.
- [55] Y. Shao and J. Shanmugam. Deflection creep of pultruded composite sheet piling. *Journal of Composites for Construction (ASCE)*, pages 471–479, 2004.
- [56] Y. Shao and J. Shanmugam. Moment capacities and deflection limits of pfrp sheet piles. *Journal of Composites for Construction (ASCE)*, pages 520–528, 2006.
- [57] C.M.L. Tavares, M.C.S. Ribeiro, A.J.M. Ferreira, and R.M. Guedes. Creep behaviour of frp-reinforced polymer concrete. *Composite Structures*, 57 :47–51, 2002.
- [58] C. Thomas, F. Nony, S. Villalonga, and J. Renard. Damages in thermoplastic composite structures : Application for high pressure hydrogen storage vessels. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [59] B. J. Thuruthimattam, A. M. Waas, and A. S. Wineman. Stress transfer modeling in viscoelastic polymer matrix composites. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 36 :69–87, 2001.
- [60] M. T. Todinov. Is weibull distribution the correct model for predicting probability of failure initiated by non-interacting flaws? *Internationa Journal of Solids and Structures*, 46 :887–901, 2009.
- [61] P. Van Dyke and J. M. Hedgepeth. Stress concentrations from single-filament failures in composite materials. *Textile Research Journal*, 39 :618–626, 1969.
- [62] Z. Wu, A. Mirmiran, Z. Zhu, and J. Swanson. Flexural behavior of prestressed frp tubular bridge deck. *Composites : Part B*, 40 :125–133, 2009.
- [63] Z. Xia, W.A. Curtin, and P.W.M. Peters. Multiscale modeling of failure in metal matrix composites. *Acta Materialia*, 49 :273–287, 2001.
- [64] F.M. Zhao and N. Takeda. Effect of interfacial adhesion and statistical fiber strength on tensile strength of unidirectional glass fiber/epoxy composites. part i : experiment results. *Composites : Part A*, 31 :1203–1214, 2000.
- [65] C.H. Zhou, L.S. Schadler, and I.J. Beyerlein. Time-dependent micromechanical behavior in graphite/epoxy composites under constant load : a combined experimental and theretical study. *Acta Materialia*, 50 :365–377, 2002.
- [66] C.H. Zhou, L.S. Schaffer, and I.J. Beyerlein. Stress concentrations in graphite/epoxy model composites during creep at room temperature and elevated temperatures. *Journal of Composite Materials*, 38 :417–433, 2004.
- [67] P. Zinck. Sample size dependence of flaw distributions for the prediction of brittle solids strength using additive weibull bimodal distributions. *Engineering Fracture Mechanics*, 78 :1323–1327, 2011.
- [68] P. Zinck, M.F. Pays, R. Rezakhanlou, and J. F. Gerard. Extrapolation techniques at short gauge lengths based on the weakest link concept for fibres exhibiting multiple failure modes. *Philosophical magazine A*, 79 :2103–2122, 1999.

- [69] P. Zinck, M.F. Pays, R. Rezakhanlou, and J.F. Gerard. Mechanical characterisation of glass fibres as an indirect analysis of the effect of surface treatment. *Journal of Materials Science*, 34 :2121–2133, 1999.
- [70] P. Zinck, E. Mäder, and J.F. Gerard. Role of silane coupling agent and polymeric film former for tailoring glass fiber sizings from tensile strength measurements. *Journal of Materials Science*, 36 :5245–5252, 2001.
- [71] C. Zweben. Tensile failure of fiber composites. *AIAA Journal*, 6 :2325–2331, 1968.

Chapitre 3

Modélisation de la rupture différée avec décohésion

Ce chapitre a été rédigé sous forme d'article intitulé "Progressive damage of a unidirectional composite with a viscoelastic matrix. Part II : fiber-matrix debonding propagation."

Sommaire

3.1	Introduction	209
3.1.1	Literature overview	209
3.2	Experimental study and phenomenological observations . .	211
3.3	Theoretical basis of the model	215
3.3.1	Auxiliary problem A2 : unitary debonded matrix element . .	217
3.3.2	Solution to the unitary fiber break problem, the auxiliary problem A1	222
3.3.3	Multi-damaged composite	223
3.4	Progressive time-dependent damage	225
3.4.1	A shear-strain debonding criterion	225
3.4.2	Time-dependent frictional shear stress	225
3.5	Basic stress transfer phenomena	227
3.6	Progressive damage combining fiber breaks and debonding	229
3.6.1	Static strength with and without debonding	231
3.6.2	Progressive damage in time	234
3.7	Conclusions and future work	241

3.1 Introduction

This paper is the part II of a previous paper that dealt with modelling the progressive damage of a unidirectional composite material subjected to traction. In this previous model solely fibers ruptures were considered as micro-damage mechanism and debonding was not included. In the present paper, the model is further developed to include debonding into the damage process of the unidirectional material subjected to static and maintained loading.

In the part I paper, it has been reminded that fiber reinforced polymers are composed of fragile fibers and a viscoelastic matrix. Fibers are the load bearing elements of the material as their stiffness and strength are much greater than that of the matrix. These excellent mechanical characteristics of the fibers are achievable thanks to their geometry and size scale. As a matter of fact fibers with a diameter of a few microns have fewer flaws than the bulk material they are made of. However a fiber alone cannot support important loadings, fibers need to be linked together to offer maximum load bearing capacities. It is the first matrix's role to link together and protect the fibers. At fibers ends (either due to discontinuities at fiber ends or fiber ruptures) a fiber cannot support the load applied to it. This load needs to be redistributed to intact fibers. It is the second matrix's role to redistribute stress between broken or discontinuous fibers and their intact neighbors. This additional stress on the intact fibers may in turn cause new fiber breaks. The broken fiber recovers progressively its tensile load via matrix's shearing. The stress recovery length is dependent on matrix's properties and fibers spacing.

It was also mentioned that polymer matrixes are viscoelastic materials that show creep and relaxation behavior. This modifies stress redistribution between the fibers increasing stress recovery lengths and as a consequence overloading intact fibers on longer portions. In turn overstress profiles lead to new fiber breaks decreasing modulus and load-bearing capacity of the composite material. Around the fiber break matrix is subjected to shear due to fracture opening and resulting relative displacement between the broken fiber and its neighbor. Under excessive shear, matrix can yield and/or the interface between matrix and fibers can break (debonding). Degradation of the matrix or matrix-fibers interface influences load transferring capacity of the matrix, modifying stress redistribution in the material. It was shown through numerical simulations in Blassiau et al. [5] that even short debonding lengths bring a significant modification. This in turn has an impact on the progressive material's damage and associated creep and creep rupture of the whole composite. The state of the fiber-matrix interface is therefore an important factor influencing composites long-term durability. This feature is the main topic of this part II paper.

3.1.1 Literature overview

To understand the debonding process, two aspects need to be treated : interface strength criterion that is appropriate to be applied and the residual stress state at the interface after debonding.

Fiber-matrix adhesion is provided through several mechanisms [14] : chemical bond (covalent), physical interactions (polar), mechanical (roughness) friction, network interlock between matrix and sizing. Fibers mechanical (production and handling) and chemical treatment has a primary influence on the matrix-fibers adhesion. Among these treatments, the choice of sizing in a given fibers-matrix configuration is one of the most

decisive. Fibers sizing has several functions in fibers strengthening [7, 13, 15, 18]. First, capturing ions from the environment sizing helps protecting ceramic fibers from corrosion. Second, sizing fills in the most severe flaws on the fibers surface, rounding off the fracture tip which reduces stress concentration and crack propagation. Third, when sizing solidifies, it shrinks applying compressive stress on the crack edges.

A study of the damage micromechanisms around a broken fiber with different sizings embedded in epoxy matrix [16] demonstrated that the optimal interface is not necessarily the strongest. As a matter of fact when the interface is too weak, the stress transfer is not performed properly : fiber ineffective lengths are too important which weakens the composite. On the other hand when the interface is too strong, stress from broken fibers are transferred to the intact neighbors in a very localized manner. As a result of this stress concentration, the strength of the material is diminished. An interface enabling a good stress transfer but able to absorb fiber break energy through debonding and cracking is a good compromise.

Debonding is not the only inelastic behavior that can be observed at the fiber-matrix interface. Plasticity, where matrix has yielded and irreversibly sheared, can also occur. Experimental observations of graphite fibers embedded in an epoxy matrix, presented in [17] and [3] as well as [6] suggest that the type of inelastic zone obtained depends on the fiber spacing, material system and fiber surface treatment. With low fiber volume fractions, slip occurs, whereas with elevated fiber volume fractions, matrix tends to yield.

Under quasi-static conditions, inelastic zones initiate and grow when a critical shear stress is reached. The remaining yield shear stress or frictional shear stress is lower than this critical value.

Under steady-state creep conditions, where interfacial shear stress relaxes in time, inelastic zones still initiate and grow which means that a stress criterion is no longer appropriate and a strain-based criterion is therefore more realistic. It was shown in [17] that the interfacial shear strength decreases inversely with the square root of matrix's compliance.

In this same article a single fiber shear-lag model is developed. Its results are compared to experimental observations obtained using micro-Raman spectroscopy under steady-state creep conditions. In the experiments, several fiber volume fractions and strain levels are tested. The developed single fiber shear-lag model assumed a shear strain-based criterion for debonding propagation. Comparison with experimental data confirmed the applicability of this criterion.

In another experimental study by Koyanagi et al. [8], a single-fiber composite is tested under constant strain duration. In order to do so, a composite, consisting of carbon fibers embedded in a vinylester resin, with a very low fiber volume fraction is used. Then micro-Raman spectroscopy is applied to assess fiber axial strain. Shear-lag approximations then enable to derive matrix shear stresses. Single fiber shear-lag model developed by Beyerlein et al. [3] is then used to interpret the experimental results. Instead of assuming a constant frictional/yielding shear stress in the fiber-matrix debonded region as it was done in [3], this condition is modified in order to take into account Coulomb's friction influenced by the time-dependent relaxation of the matrix's radial stress.

Another modification brought to Beyerlein's work concerns the debonding criterion. Instead of using a strain-based criterion, a stress-based debonding criterion was implemented. Debonding shear strength was also assumed to be enhanced by Poisson's

contraction stress around a fiber break, therefore this critical stress decreased in time as a result of matrix's relaxation. An empirical expression of the debonding shear stress is derived. Using this model and the described modifications, an expression of the ineffective fiber length is derived. Then a GLS (global load sharing) model is used to derive the time-dependent degradation of the tensile strength of the whole material. Experimental and analytical results being in close agreement, authors conclude that the degradation of tensile strength under constant strain is caused by the degradation of the interfacial stress-transfer capacity.

In a subsequent work this GLS model is further developed [11]. In the GLSV (Global Load Sharing Viscoelastic model), a time-dependent frictional stress is derived. It is related through Coulomb's law to the radial stress in the matrix, which in turn is related to the axial stress in the matrix through Poisson's effect. Indeed, compression occurs at the fiber-matrix interface around a broken fiber : when elongation is applied to the material, the material shrinks in the transverse direction. Around the fiber break, the fiber is unloaded, its longitudinal strain is therefore low compared to that of the matrix. Since the unloaded fiber does not shrink in the radial direction, it applies a compressive load on the surrounding matrix.

Following experimental investigations [10, 12] showed that a distinction has to be made between the "pure" interfacial strength, independent of time and temperature and the apparent interfacial strength enhanced by the previously described Poisson's ratio effects. These effects relax in time which leads to an apparently diminishing interfacial strength. However matrix's strength is time-dependent which could cause premature loss of fiber-matrix cohesion. FEM simulations [9] including this representation of the fiber-matrix interface were implemented and compared to micro-Raman spectroscopy results on single-fiber composites. A good agreement was found between the model and experimental observations confirming model's validity.

In previously described models, time-dependent debonding was simulated in low fibers volume fraction composites where interactions between fiber breaks are neglected. In the elastic case, a model presented in [4] (a development of 1995's model introduced in [1]) combines the effects of debonding and stress concentrations due to the local load sharing between the fibers. Time-dependent effects were not taken into account in this model.

It is the objective of the present paper to combine developments of this literature and propose a model that would include time-dependent effects of local load sharing as well as time-dependent debonding and friction thus extending the application of viscoelastic shear-lag models to the case of unidirectional composites with elevated fiber volume fractions. In order to do so, the model introduced in Beyerlein et al. [1] is developed in the viscoelastic case and it is combined with the model described in the part 1 of this article (based itself on Beyerlein et al. [2]). Time-dependent friction is introduced in a similar way to that presented in Koyanagi [11].

3.2 Experimental study and phenomenological observations

Creep and creep rupture of pultruded composite samples under different loadings were investigated experimentally in the present study. Bending, torsion and traction were applied to the samples in pure and combined modes. Glass fiber reinforced po-



(a) *Traction*



(b) *Bending*

FIG. 3.2.1 – *Glass fibers reinforced vinylester samples' static rupture modes in traction and bending.*

lyester and two different vinylesters were compared. The samples are 5mm diameter unidirectional cylindric rods. Static rupture modes in traction and bending are illustrated in the figure 3.2.1.

This brush-like rupture mode is also observed in bending creep rupture tests where fracture initiates at the tension side of the sample (figure 3.2.2). These experiments showed that a sample loaded at a level below its initial strength breaks after a certain period of time with a rupture mode significantly similar to the static rupture mode.

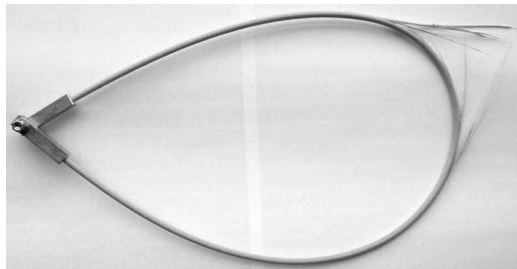
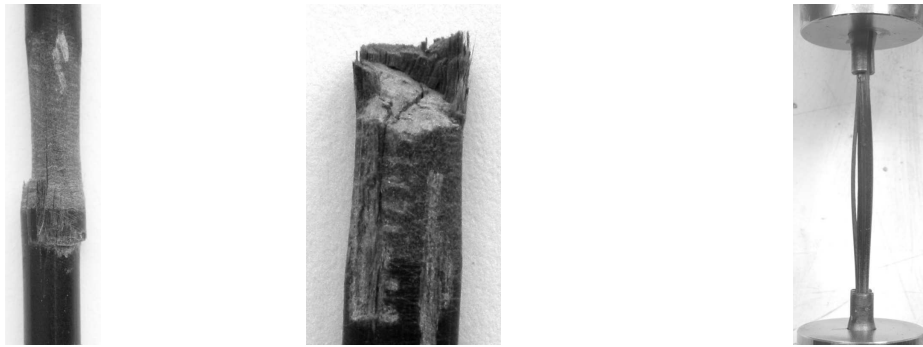


FIG. 3.2.2 – *Creep rupture in bending. Glass fibers reinforced vinylester sample.*

Experimental observations and literature review confirmed that subjected to a constant traction effort the composite material undergoes progressive damage. Acoustic emission used by Blassiau et al. [5] showed that fibers break continually throughout the creep experiment eventually leading to the failure of the whole sample (this was simulated in the Part 1 article). It is therefore of a particular interest to understand how critical macro-clusters form in the material initially barely damaged.

As previously mentioned, creep rupture is closely related to the viscoelastic properties of the matrix. In order to better understand the role of the matrix and the influence of its properties on the creep rupture, a series of experiments that highlight matrix's role has been lead. This was accomplished through direct loading of the resin via torsion on glass fiber reinforced vinylester composite rods. Indeed, torsion results in shear stresses acting on the resin. Static rupture in pure and combined torsion, compression and traction were first studied. These tests revealed three different rupture modes (figure 3.2.3).



(a) *Compression* (b) *Combined torsion-compression* (c) *Combined torsion-traction*

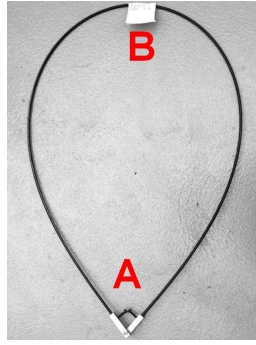
FIG. 3.2.3 – *Static rupture modes for different pure and combined loadings.*

In pure compression the classic kink-band mode was observed. The sample stayed whole, the two edges of it remaining linked by the buckled band (figure 3.2.3 (a)). When combined torsion and compression were applied, at the rupture point, the sample crushed quasi-instantaneously leaving an almost clean fracture surface (figure 3.2.3 (b)). In torsion-traction, the material is subjected to longitudinal cracking (figure 3.2.3 (c)) in the manner of pure torsion rupture. The rupture mode resulting from combined compression-torsion loading kept our attention. In this mode rupture is highly localized in a given material's section. Next long-term testing was performed to see if this localized rupture mode could occur in time.

For long-term testing a special device was designed. Pultruded rod composite samples were tested under sustained combined torsion and bending (loaded samples have the shape of Euler's elastica : figure 3.2.4 (a)). Two different vinylester matrix systems were used. The stress state combines torsion-compression and torsion-traction. On the figure 3.2.4 (a), the point A allows free rotation around the axis perpendicular to the picture plane and the point B represents the location of the maximum loading. Loading levels in bending range between 40% and 70% of initial static strength and to each bending load level several different torsion loading levels were combined. Thus pairs of bending/torsion loadings are obtained. Torsion loading levels range between 31% and 110% of initial torsion elastic limit. Tests were carried out at ambient and elevated temperatures (60°C). Rupture occurs after a certain period of time. The rupture mode is abrupt and the fracture surface is presented in figure (3.2.4 (b)).

Main results of this experimental study will be summarized in this section.

- On the whole, results show that for a given testing temperature, the lifespan decreases with increasing torsion loading.
- It can also be clearly seen that torsion loading has a greater influence on the lifespan than bending loading. For example the lifespan of samples tested at 50% bending loading and 62% torsion loading is greater than 17000 hours whereas samples tested at 50% bending and 77% torsion loading have a mean lifespan lower than 1 hour.
- Elevated temperature also diminishes the lifespan of samples tested in the same loading conditions. For example samples tested at 50% bending and 77% torsion loading at 60°C have a lifespan lower than 1 hour and those tested at ambient temperature the lifespan is greater than 19000 hours.
- These global trends are observable on both resin systems which seems to indicate



(a) *Torsion-bending testing device*



(b) *Creep rupture in torsion-bending*

FIG. 3.2.4 – *Long-term testing in combined torsion-bending.*

that they are not specific to one given material composition.

Torsion specifically loads the matrix, these results therefore highlight matrix's role in the creep rupture of composite materials. When torsion is added to the bending test, it superimposes a shear stress to the material subjected to either traction or compression. Because the only damage process that was implemented in the model described in part I were fiber breaks, an additional uniform shear stress field could not cause new fiber breaks to occur. Indeed when considering the equilibrium equation of this shear-lag model $\frac{\partial \sigma}{\partial x} + \frac{\Delta \tau}{h} = 0$, it can be seen that only a difference between the shear stress in the matrix band above and below the considered fiber element can cause a modification of the fiber's axial stress. This previous model therefore could not explain the reduction of lifespan observed due to the applied shear stress.

In reality, additional shear stress in the matrix is superimposed to the shear stress due to fiber breaks. Which is also true in the previous model ignoring debonding, but it does not have any impact on fiber breakage process. On the other hand, increased shear in the matrix can intensify the debonding process which, as explained previously, modifies the stress redistribution in the material and can in turn cause additional fiber breaks and accelerate the creep rupture process. Present model includes debonding into the damage process and aims at explaining the modification of the lifespan of the material subjected to combined torsion and bending.

Nomenclature

A	fiber cross-section area
α	Power-law exponent of the matrix's creep function
E_f	Fiber Young's modulus
ε	Axial strain in the fiber
G	Matrix relaxation function
G_e	Matrix elastic shear modulus
γ	Shear strain in the matrix
γ_E	Euler's constant
Γ_n	Normalised matrix shear strain
$\Gamma()$	gamma function
h	Fiber diameter

J	Matrix creep compliance function
J_e	Matrix elastic shear compliance
K	Weighting factors of fiber breaks
L_n	Normalised axial force per fiber in the subproblem SP1
L^{-1}	Inverse Laplace transform and with an u in the auxiliary problem A1
Λ	Transmission function between fiber breaks
m	Fiber or matrix node number in the longitudinal direction
$2M + 1$	Number of fiber elements in the longitudinal direction
n	Fiber or matrix node number in the transverse direction
$2N + 1$	Number of fibers allowed to break in the infinite lamina
p^*	Axial force per fiber applied at the far field
p_n	Axial force per fiber
P_n	Normalised axial force per fiber in the general problem P1
r_f	Fiber radius
r	Number of fiber breaks
s	Laplace transform variable
σ	Axial stress in the fiber
θ	Integration variable in the Fourier transform
t	Normalised time variable
T	Time variable
T_c	Matrix relaxation characteristic time constant
T_n	Normalized matrix shear stress
τ	Shear stress in the matrix
u_n	Fiber nodes axial displacement
U_n	Normalised fiber nodes axial displacement in the general problem P1
V_n	Normalised fiber nodes axial displacement in the subproblem SP1 and with a u in the auxiliary problem A1
w	Matrix band width
x	Longitudinal coordinate
ξ	Normalized Longitudinal coordinate
y	Transverse coordinate
z	Similarity variable linking time and space coordinates
$\underline{F}$	Laplace transform of the normalized function F

3.3 Theoretical basis of the model

The model developed in the part I provides us with an analytical solution for a time-dependent interaction of multiple staggered fiber breaks. It also gives a methodology to account for successive fiber breaks in time. Mathematical details of the development of this model are thoroughly explained in the part I of this article. In this section the general methodology of the analysis is summarized and additional developments necessary to take debonding into account are given.

In order to simulate damage evolution in time, the first step is to calculate the stress state in a multi-damaged material. The general problem P1' to be solved is therefore as follows (see figure 3.3.1) :

- A 2D infinite lamina is studied
- A finite area of the material is discretized for stress and strain calculations and

damage occurs only in this area

- A constant axial stress is applied to the fibers at the far field
- Multiple staggered fiber breaks as well as surrounding debonded areas are present in the material
- At the broken fiber sites, fibers axial stress is null (in the figure 3.3.1, the corresponding sites are marked with 0 in the P1' problem) whereas in the matrix debonded regions, shear stress is equal to a given frictional stress (in the figure 3.3.1 P1', the corresponding sites are marked with τ)

The only difference between P1' and P1 described in part I is the presence of debonded zones around the fiber breaks. In these areas a given frictional stress (τ) is imposed.

In the same way as in part I, superposition technique is used and the global problem P1' can be seen as a combination of two subproblems SP1' and SP2. The first one corresponds to a multi-damaged material where a unitary compressive load is applied at the tips of every broken fiber (sites marked with a -1 in the figure 3.3.1, SP1'), a given frictional stress (τ , figure 3.3.1, SP1') is imposed in the debonded regions and zero load is applied at the far field. The difference between SP1 (described in part I) and SP1' is, again, the presence of the debonded regions. The second subproblem SP2 consists of an undamaged material subjected to a uniform stress state. The solution to the subproblem SP2 is trivial and one needs to find the solution to the subproblem SP1'.

The stress state in the material results from a weighted superposition of the individual influences of each fiber break site and matrix debonded region in the material. If fiber breaks are solely considered the stress state results from a weighted superposition of the influences of fiber breaks only. Each of which is a solution to the auxiliary problem A1, treated in the part I article. Among other results of this analysis, shear stress in the matrix is obtained. In order to take debonding into account, the idea, introduced in [1], is to modify this shear stress profile in order to locally obtain a constant frictional stress in the debonded region. In order to do so, the solution to an additional auxiliary problem A2 needs to be superimposed to that obtained for a composite material with multiple staggered fiber breaks. The figure 3.3.1 summarizes how the general problem P1' is split up into subproblems.

This auxiliary problem A2, that will be solved in a subsequent section, consists of an infinite undamaged lamina where two fiber elements surrounding a central matrix element are subjected to equal and opposite traction loads (marked with $\pm 1/2$ in the figure 3.3.1, A2). This load state results in a locally applied shear stress on the central matrix element (1 on the figure 3.3.1, A2). This shear stress is then used to rectify the shear stress profile in the debonded region obtained around a broken fiber. This procedure is represented in the figure 3.3.2 : a fiber break creates a shear stress concentration in the neighboring matrix (red τ curve). If the associated shear strain is greater than the critical debonding shear strain, debonding occurs. In the debonded region a uniform frictional stress is established. In order to impose this shear stress, the shear stress profile due to the fiber break is modified by superimposing to it the solution to the auxiliary problem A2. The resulting shear stress profile (blue dotted curve) presents a uniform frictional shear stress in the debonded region.

In the same manner as weights are allocated to the influence of each fiber break (see part I, section 2.4), weights are determined and allocated to each debonded matrix element. As a result of the superposition of the weighted stress field due to the corrective

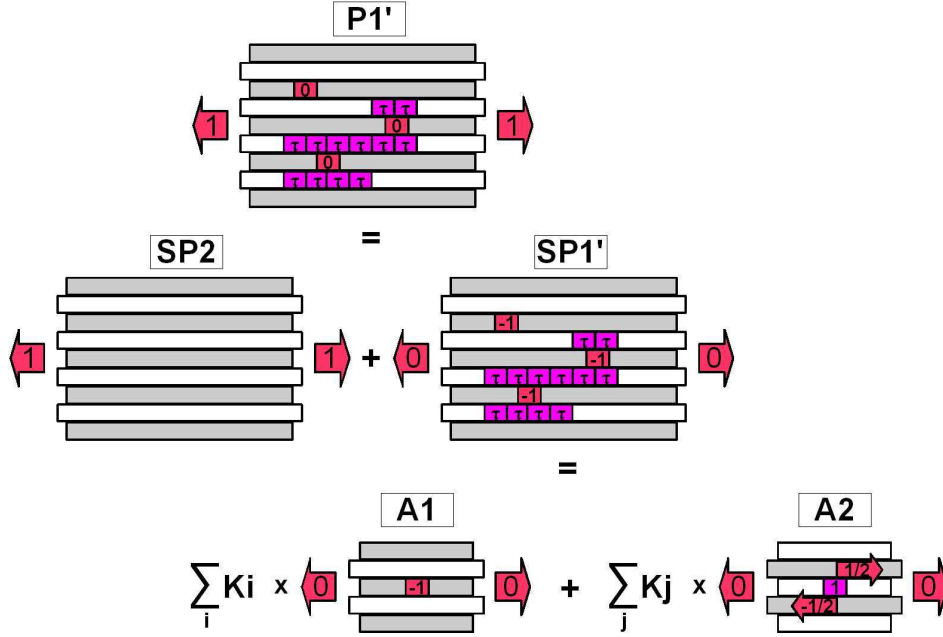


FIG. 3.3.1 – General problem $P1'$ as a superposition of the subproblems $SP1'$ and $SP2$. The subproblem $SP1'$ is obtained through a weighted superposition of the auxiliary problem $A1$ and $A2$

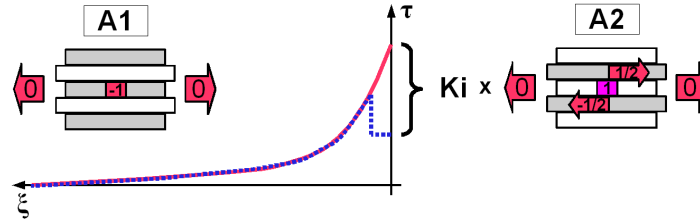


FIG. 3.3.2 – Modification of the matrix shear stress profile to take debonding into account through the use of the superposition technique.

shear stress in the debonded matrix element, the stress state of the whole material is modified. In this way the solution to the subproblem $SP1'$ is found. Then, in order to obtain the solution to the global problem $P1'$, the solution to the subproblem $SP2$ needs to be superimposed. This procedure is identical to the one presented in part I, section 2.4. Once the stress and strain state in the material can be computed, fiber break and matrix debonding criterion can be applied and time-dependent damage can be accounted for.

3.3.1 Auxiliary problem A2 : unitary debonded matrix element

Previously described auxiliary problem can be summarized by the diagram presented in the figure 3.3.3. In this figure n gives the fiber or matrix band number and m gives the fiber/matrix element number in the longitudinal direction. In this problem a central matrix element with $m = 0$, located in the matrix band number 0 is subjected to a shear stress resulting from axial forces applied to the fiber elements surrounding the

considered central matrix element (on the figure 3.3.3, $1/2$ and $-1/2$ applied to fibers number 1 and 0 respectively).

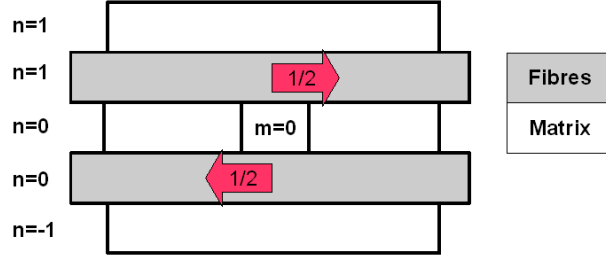


FIG. 3.3.3 – *Auxiliary problem A2 : infinite undamaged lamina where two fiber elements surrounding a central matrix element are loaded with equal and opposite loads.*

Fibers are elastic and brittle, matrix has a linear viscoelastic behavior in shear. In order to distinguish the solutions to the basic auxiliary problems A1 and A2, in what follows, the solution to the unitary debonded matrix element problem, A2, will be marked with an exponent ^d and those to the unitary fiber break auxiliary problem A1, with an exponent ^b. The solution to the A2 problem in the elastic case can be found in Beyerlein and Phoenix [4] and Beyerlein et al. [1]. In this section this approach is further developed to the viscoelastic case and the necessary theoretical developments are presented.

In order to solve the A2 auxiliary problem, the basic equilibrium equation and stress-strain relationships are given (3.3.1, 3.3.2, 3.3.3, 3.3.4). Where $\sigma_n(x, T)$ is the axial stress in the fiber n at the abscissa x in the fiber's direction and time T and $\tau_n(x, T)$ is the shear stress in the matrix band n , while h is the fiber's diameter. $\gamma_n(x, T)$ is the shear strain in the matrix band n , at the abscissa x and time T . This shear strain is related to the axial displacement of the two adjacent fibers n and $n + 1$, $u_n(x, T)$ and $u_{n+1}(x, T)$. w is the width of the matrix band. Hooke's law links the axial fiber stress $\sigma_n(x, T)$ to the fiber's axial strain $\varepsilon_n(x, T)$ through the fibers Young's modulus E_f . In the equation 3.3.4, the relationship between the shear stress in the matrix band n at the abscissa x and time T , $\tau_n(x, T)$ and the whole history of the matrix's shear strain $\gamma_n(x, T)$ is presented, where $G(T)$ is the matrix relaxation function.

$$\frac{\partial \sigma_n(x, T)}{\partial x} + \frac{\tau_n(x, T) - \tau_{n-1}(x, T)}{h} = 0 \quad (3.3.1)$$

$$\gamma_n(x, T) = \frac{u_{n+1}(x, T) - u_n(x, T)}{w} \quad (3.3.2)$$

$$\sigma_n(x, T) = E_f \varepsilon_n(x, T) = E_f \frac{\partial u_n(x, T)}{\partial x} \quad (3.3.3)$$

$$\tau_n(x, T) = \int_{-\infty}^T G(T - T') \frac{\partial \gamma_n(x, T')}{\partial T'} dT' \quad (3.3.4)$$

An incomplete power law (3.3.5) is used for matrix's creep behavior, where $J(T)$ is the matrix's time-dependent creep function, T_c is the characteristic relaxation time, J_e is the elastic (initial) matrix's shear modulus and α characterizes the rate of matrix's creep :

$$J(T) = J_e (T/T_c)^\alpha \quad (3.3.5)$$

Combining equations (3.3.1) to (3.3.4) the following differential equation is obtained, where u_n represents $u_n(x, T)$:

$$\begin{aligned}
E_f \frac{\partial^2 u_n}{\partial x^2} + \frac{1}{w} \left[\int_{-\infty}^T \frac{G(T-T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_{n+1} - u_n) dT' \right. \\
\left. - \int_{-\infty}^T \frac{G(T-T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_n - u_{n-1}) dT' \right] = 0 \\
E_f \frac{\partial^2 u_n}{\partial x^2} + \frac{1}{wh} \int_{-\infty}^T \frac{G(T-T')}{h} \frac{\partial}{\partial T'} (u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}) dT' = 0
\end{aligned} \tag{3.3.6}$$

To make variables and equations dimensionless, following normalisation constants need to be introduced :

$$\xi = \frac{x}{\sqrt{\frac{wE_f A J_e}{h}}} \quad t = \frac{T}{T_c}$$

Where p^* is the axial load applied to the fibers at the far field, $p_n(x, T)$ is the axial load applied to the fiber n at the longitudinal coordinate x and time T , ξ is the normalized longitudinal coordinate, A is the fiber's cross-section and t is the normalized time. G_e is the elastic matrix shear compliance, inverse of J_e .

$$\begin{aligned}
G(t) &= \frac{G(T_c t)}{G_e} & J(t) &= \frac{J(T_c t)}{J_e} \\
P_n(\xi, t) &= \frac{p_n(x, T)}{p^*} & U_n(\xi, t) &= \frac{u_n(x, T)}{p^* \sqrt{\frac{wJ_e}{AhE_f}}} \\
T_n(\xi, t) &= \frac{\tau_n(x, T) \sqrt{E_f Ahw J_e}}{p^*} & \Gamma_n(\xi, t) &= \frac{\gamma_n(x, T)}{p^*} \sqrt{\frac{E_f Ahw}{J_e}} \\
& & &= U_{n+1}(\xi, t) - U_n(\xi, t) \\
\frac{\partial \Gamma_n(\xi, t)}{\partial t} &= \frac{\{\partial \gamma_n(x, T) / \partial T\} T_c}{p^*} \sqrt{\frac{E_f Ahw}{J_e}}
\end{aligned}$$

The next step is to make the equation (3.3.6) dimensionless using these expressions :

$$\frac{\partial^2 U_n}{\partial \xi^2} + \int_{-\infty}^t G(t-t') \frac{\partial}{\partial t'} (U_{n+1} - 2U_n + U_{n-1}) dt' = 0 \tag{3.3.7}$$

Boundary conditions of this problem consist of imposing a $1/2$ and $-1/2$ loads to the fiber elements surrounding the central matrix element (at $\xi = 0$) (see figure 3.3.3) whereas at this section remaining fibers are unloaded. At the far field, no stress is applied to fibers. In what follows, for clarity reasons notations from article part I are kept, in particular P_n and U_n are the solutions for the general problem P1' of a multi-damaged material subjected to traction and respectively L_n and V_n designate solutions to the auxiliary problems A1 and A2.

$$\begin{aligned}
L_1^d(0^+, t) &= \frac{\partial V_1^d(0^+, t)}{\partial \xi} = \frac{1}{2} \\
L_0^d(0^+, t) &= \frac{\partial V_0^d(0^+, t)}{\partial \xi} = -\frac{1}{2} \\
L_n^d(0^+, t) &= \frac{\partial V_n^d(0^+, t)}{\partial \xi} = 0 \quad \forall n \geq 2, n \leq -1 \\
L_n^d(\infty, t) &= \frac{\partial V_n^d(\infty, t)}{\partial \xi} = 0 \quad \forall n
\end{aligned}$$

Transposing in the Laplace domain, following equations and boundary conditions are obtained, where s is the Laplace transform variable :

$$\begin{aligned}
\frac{\partial^2 \underline{V}_n^d(\xi, s)}{\partial \xi^2} + s \underline{G}(s) (\underline{V}_{n+1}^d(\xi, s) - 2\underline{V}_n^d(\xi, s) + \underline{V}_{n-1}^d(\xi, s)) &= 0 \\
L_1^d(0^+, s) &= \frac{\partial V_1^d(0^+, s)}{\partial \xi} = \frac{1}{2s} \\
L_0^d(0^+, s) &= \frac{\partial V_0^d(0^+, s)}{\partial \xi} = -\frac{1}{2s} \\
L_n^d(0^+, s) &= \frac{\partial V_n^d(0^+, s)}{\partial \xi} = 0 \quad \forall n \geq 2, n \leq -1 \\
L_n^d(\infty, s) &= \frac{\partial V_n^d(\infty, s)}{\partial \xi} = 0 \quad \forall n
\end{aligned}$$

Using an auxiliary function defined in the equation (3.3.8), equilibrium equation and boundary conditions are transformed as presented in (3.3.9), where C_θ stands for $\sin(\frac{\theta}{2})$.

$$\underline{V}^d(\xi, s, \theta) = \frac{V_0^d}{\pi}(\xi, s) + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \underline{V}_n^d(\xi, s) \cos(n\theta) \quad 0 < \theta < \pi \quad (3.3.8)$$

$$\frac{\partial^2 \underline{V}^d(\xi, s, \theta)}{\partial \xi^2} - 4s \underline{G}(s) C_\theta^2 \underline{V}^d(\xi, s, \theta) = 0 \quad (3.3.9a)$$

$$\frac{\partial \underline{V}^d(0^+, s, \theta)}{\partial \xi} = \frac{1}{2s} \frac{e^{-i\theta} - 1}{\pi} \quad (3.3.9b)$$

$$\frac{\partial \underline{V}^d(\infty, s, \theta)}{\partial \xi} = 0 \quad (3.3.9c)$$

From (3.3.9c) the following form for $\underline{V}^d(\xi, s, \theta)$ can be suggested, where $f(s, \theta)$ is an unknown function to be determined using the remaining boundary conditions :

$$\underline{V}^d(\xi, s, \theta) = f(s, \theta) \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s \underline{G}(s)}) \quad (3.3.10)$$

From (3.3.10) :

$$\frac{\partial \underline{V}^d(\xi, x, \theta)}{\partial \xi} = f(s, \theta) (-2C_\theta \sqrt{s \underline{G}(s)}) \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s \underline{G}(s)})$$

And :

$$\frac{\partial V^d(0^+, s, \theta)}{\partial \xi} = -2C_\theta \sqrt{s\underline{G}(s)} f(s, \theta) = \frac{1}{2s} \frac{e^{-i\theta} - 1}{\pi}$$

A form for $f(s, \theta)$ can therefore be suggested :

$$f(s, \theta) = -\frac{e^{-i\theta} - 1}{4s\pi C_\theta \sqrt{s\underline{G}(s)}}$$

Therefore :

$$\underline{V}^d(\xi, s, \theta) = \frac{1 - e^{-i\theta}}{4s\pi C_\theta \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)})$$

And :

$$\begin{aligned} \underline{V}_n^d(\xi, s) &= \int_0^\pi \underline{V}^d(\xi, s, \theta) e^{in\theta} d\theta \\ &= \int_0^\pi \frac{(1 - e^{-i\theta}) e^{in\theta}}{4s\pi C_\theta \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \\ &= \int_0^\pi \frac{e^{in\theta} - e^{i(n-1)\theta}}{4s\pi C_\theta \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \end{aligned}$$

$$Re(\underline{V}_n^d(\xi, s)) = \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{4\pi C_\theta s \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta$$

Therefore :

$$\underline{V}_n^d(\xi, t) = \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{4\pi C_\theta s \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta$$

The next step is to perform a Laplace inversion to obtain the solution in the time domain :

$$V_n^d(\xi, t) = \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{4\pi C_\theta} L^{-1} \left\{ \frac{\exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)})}{s \sqrt{s\underline{G}(s)}} \right\} d\theta \quad (3.3.11)$$

The axial load in the fibers derives from the axial fibers displacement V_n^d :

$$\begin{aligned} L_n^d(\xi, t) &= \frac{\partial V_n^d}{\partial \xi} = - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{2\pi s} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \\ L_n^d(\xi, t) &= - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{2\pi} L^{-1} \left\{ \frac{\exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)})}{s} \right\} d\theta \end{aligned} \quad (3.3.12)$$

In the Laplace domain a relationship exists between fibers axial displacement and matrix's shear strain :

$$\begin{aligned} \underline{\Gamma}_n^d(\xi, s) &= \underline{V}_{n+1}^d(\xi, s) - \underline{V}_n^d(\xi, s) \\ &= \int_0^\pi \frac{\cos((n+1)\theta) - 2\cos(n\theta) + \cos((n-1)\theta)}{4\pi C_\theta s \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \\ &= - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) C_\theta}{\pi s \sqrt{s\underline{G}(s)}} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \end{aligned}$$

$$\Gamma_n^d(\xi, t) = - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta)C_\theta}{\pi} L^{-1} \left\{ \frac{\exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)})}{s\sqrt{s\underline{G}(s)}} \right\} d\theta \quad (3.3.13)$$

In a similar manner a relationship exists in the Laplace domain between matrix shear stress and strain :

$$\begin{aligned} \underline{T}_n^d(\xi, s) &= s\underline{G}(s)\underline{\Gamma}_n^d(\xi, s) \\ &= - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta)C_\theta}{\pi} \frac{\sqrt{s\underline{G}(s)}}{s} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) d\theta \end{aligned}$$

In the time domain :

$$T_n^d(\xi, t) = - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta)C_\theta}{\pi} L^{-1} \left\{ \frac{\sqrt{s\underline{G}(s)}}{s} \exp(-2C_\theta \xi \sqrt{s\underline{G}(s)}) \right\} d\theta \quad (3.3.14)$$

To perform the Laplace inversion, Schapery's direct inversion technique is used. As mentioned in part 1, it is applicable for $\alpha < 0.5$. Using Schapery's inversion technique, the inversion of a given function can be found through :

$$\vartheta(t) = s\vartheta(s)|_{s=\exp(-\gamma_E)/t}$$

And in the Laplace domain, matrix's creep and relaxation functions are related through :

$$s\underline{G}(s) = \frac{1}{s\underline{J}(s)} = \frac{s^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)} \quad (3.3.15)$$

Where $\gamma_E \simeq 0.5772$ is the Euler's constant. This technique provides the solution to the auxiliary problem in the time domain, using expressions given in (3.3.11,3.3.12,3.3.13,3.3.14) and 3.3.15.

$$V_n^d(\xi, t) = \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_s} \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{4\pi C_\theta} \exp(-2C_\theta z \beta_s) d\theta \quad (3.3.16)$$

$$L_n^d(\xi, t) = - \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta) - \cos((n-1)\theta)}{2\pi} \exp(-2C_\theta z \beta_s) d\theta \quad (3.3.17)$$

$$\Gamma_n^d(\xi, t) = - \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_s} \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta)C_\theta}{\pi} \exp(-2C_\theta z \beta_s) d\theta \quad (3.3.18)$$

$$T_n^d(\xi, t) = - \frac{\beta_s}{t^{\alpha/2}} \int_0^\pi \frac{\cos(n\theta)C_\theta}{\pi} \exp(-2C_\theta z \beta_s) d\theta \quad (3.3.19)$$

Where β_s stands for $\sqrt{\frac{\exp(-\alpha\gamma)}{\Gamma(1+\alpha)}}$ and z equals to $\frac{\xi}{t^{\alpha/2}}$.

3.3.2 Solution to the unitary fiber break problem, the auxiliary problem A1

In this section, the solution to the auxiliary problem corresponding to a unique broken fiber is reminded. Its resolution is thoroughly presented in the part I article. This problem is summarized in the figure 3.3.4. In this figure, as previously n is the fiber or matrix band number. A unitary compressive load is applied to the central fiber

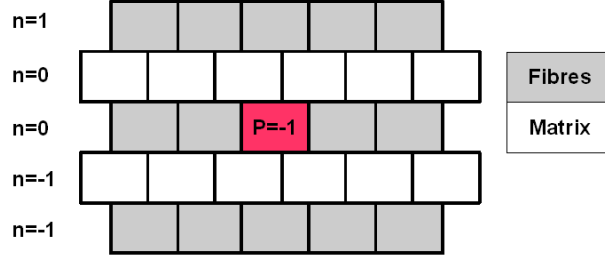


FIG. 3.3.4 – *Auxiliary problem A1 : infinite undamaged lamina where a unitary compressive load is applied to a central fiber element.*

element (marked -1 in the figure 3.3.4) and the material is unloaded at the far field. The solution is given by :

$$V_n^b(\xi, t) = \frac{sgn(z)}{4} \frac{t^{\alpha/2}}{\beta_s} \int_0^\pi \cos(n\theta) \exp(-2C_\theta |z| \beta_s) d\theta \quad (3.3.20)$$

$$L_n^b(\xi, t) = \frac{-1}{2} \int_0^\pi \cos(n\theta) C_\theta \exp(-2C_\theta |z| \beta_s) d\theta \quad (3.3.21)$$

$$\Gamma_n^b(\xi, t) = sgn(z) \frac{t^{\alpha/2}}{4\beta_s} \int_0^\pi (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \times \exp(-2C_\theta |z| \beta_s) d\theta \quad (3.3.22)$$

$$T_n^b(\xi, t) = sgn(z) \frac{\beta_s}{4t^{\alpha/2}} \int_0^\pi (\cos((n+1)\theta) - \cos(n\theta)) \times \exp(-2C_\theta |z| \beta_s) d\theta \quad (3.3.23)$$

3.3.3 Multi-damaged composite

Once solutions to unitary problems are determined in the auxiliary problems A1 and A2, the stress state in a multi-damaged material can be calculated. Weights corresponding to each damage site (either a unitary fiber break or a unitary debonded matrix element) need to be determined.

Each damage site (fiber break or matrix debonding) has an influence on all of the other damage sites. And yet, at the broken fiber sites, stress must be equal to a unitary compressive load and in the debonded matrix elements, shear stress must be equal to the imposed frictional stress. From these two boundary conditions weights of the influence of each damage site can be determined. At each point in the composite, stresses and strains can be determined through the following expressions (ignoring time variations of the weight functions K , in the same way as in part I) :

$$L_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^{nb} L_{n-n_j}^b(\xi - \xi_j, t) K_{j,b}(t) + \sum_{j=nb+1}^{nb+nd} L_{n-n_j}^d(\xi - \xi_j, t) K_{j,d}(t) \quad (3.3.24a)$$

$$V_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^{nb} V_{n-n_j}^b(\xi - \xi_j, t) K_{j,b}(t) + \sum_{j=nb+1}^{nb+nd} V_{n-n_j}^d(\xi - \xi_j, t) K_{j,d}(t) \quad (3.3.24b)$$

$$\Gamma_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^{nb} \Gamma_{n-n_j}^b(\xi - \xi_j, t) K_{j,b}(t) + \sum_{j=nb+1}^{nb+nd} \Gamma_{n-n_j}^d(\xi - \xi_j, t) K_{j,d}(t) \quad (3.3.24c)$$

$$T_n(\xi, t) = \sum_{j=1}^{nb} T_{n-n_j}^b(\xi - \xi_j, t) K_{j,b}(t) + \sum_{j=nb+1}^{nb+nd} T_{n-n_j}^d(\xi - \xi_j, t) K_{j,d}(t) \quad (3.3.24d)$$

$$+ \sum_{j=nb+1}^{nb+nd} \frac{I_{n-n_j}(\xi - \xi_j, t)}{dx} K_{j,d}(t)$$

Where nb is the number of fiber breaks and nd is the number of debonded matrix elements. In the equation (3.3.24d), $I_{n-n_j}(\xi - \xi_j, t)$ is equal to 1 if $n = n_j$ and $\xi = \xi_j$, 0 otherwise. It corresponds to the local shear stress imposed in the unitary debonded matrix element auxiliary problem.

To determine the weight functions K_j at each time step t , the following system of equations needs to be solved :

$$\begin{bmatrix} K_{j,b} \\ K_{j,d} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Lambda_{ij} & \Phi_{ij} \\ \Omega_{ij} & \Psi_{ij} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -1 \\ T_y(t)dx \end{bmatrix} \quad (3.3.25)$$

Where Λ_{ij} is a load transmitting factor between two fiber break sites i and j , Φ_{ij} is the load transmitted from a matrix debonded element j to a fiber break i , Ω_{ij} is the shear force transmitted from a fiber break site j to a debonded matrix element i and Ψ_{ij} is the shear force transmitted from a matrix debonded element j to another matrix debonded element i . The expressions of these load transmitting factors are :

$$\begin{aligned} \Lambda_{ij} &= L_{n_i-n_j}^b(\xi_i - \xi_j, t) \\ \Phi_{ij} &= L_{n_i-n_j}^d(\xi_i - \xi_j, t) \\ \Omega_{ij} &= dx * V_{n_i-n_j}^b(\xi_i - \xi_j, t) \\ \Psi_{ij} &= dx * V_{n_i-n_j}^d(\xi_i - \xi_j, t) + I_{n_i-n_j}(\xi_i - \xi_j, t) \end{aligned}$$

$T_y(t)$ is the frictional shear stress imposed in the debonded regions.

Once the weighting functions are calculated, the stress and strain state can be computed at any point in the material. First, the influences of each damaged site are superimposed. Second, the solution to the subproblem SP2 (undamaged material subjected to uniform traction) is added. To do so, fibers axial load and displacement, need to be modified in the following manner (equation 3.3.26 and 3.3.27), whereas matrix shear stress and strain need no modification.

$$P_n(\xi, t) = L_n(\xi, t) + 1 \quad (3.3.26)$$

$$U_n(\xi, t) = V_n(\xi, t) + \xi \quad (3.3.27)$$

3.4 Progressive time-dependent damage

In order to compute the time-dependent damage of the material including fiber breaks and debonding, following steps are required :

1. A sample is generated, that is random values of fibers strengths are allocated to every fiber element.
2. At the first time step, the load is uniform as no damage sites are present. The axial stress in the fibers and shear strain in the matrix are computed.
3. The most overloaded element is determined. It could either be a fiber element for which the applied axial stress is compared to its attributed strength or it could be a matrix element whose applied shear strain is compared to the constant shear strain debonding criterion (see following section 3.4.1).
4. When an element breaks the stress and strain state of the material is recalculated including this break, that is weighting functions are calculated (using the equation 3.3.25 where the size of the load transmission matrix is increased by one line and one column) and superposition is performed to calculate the stress and strain fields in the material (first equations 3.3.24a to 3.3.24d, then equations 3.3.26 and 3.3.27).
5. Using this new stress and strain state, the most overloaded element is determined again.
6. The process is repeated until no additional broken element needs to be generated for the stress/strain state obtained for this given time step, then time increases by one step.

To increase the computational speed in the simulations presented in this paper, for debonding several most overloaded elements broke at each iteration instead of one at a time.

3.4.1 A shear-strain debonding criterion

When initially undamaged material is subjected to constant strain (through the application of a constant in time axial stress at the far field in the elastic fibers), fiber breaks occur. Around these fiber breaks matrix is subjected to shear. As matrix's shear stress relaxes in time, corresponding shear strain increases. In the present model, when this shear strain reaches a limit value γ_{lim} , constant in time, debonding occurs. In the debonded region, a frictional shear stress is imposed in the matrix. It is done through the superposition of the time-dependent solution found in the auxiliary problem, described previously, to the solution of a material where multiple fiber breaks exist. This solution is also time-dependent therefore, matrix's strain keeps on increasing in time. When new matrix elements reach the constant shear-strain criterion, debonding progresses.

3.4.2 Time-dependent frictional shear stress

When debonding occurs in a matrix element, a given frictional stress is imposed on it. This frictional stress is taken time-dependent according to the literature. The article Koyanagi [11] gives a methodology to take into account the influence of the matrix's relaxation on the value of the frictional shear stress. This methodology will be adapted to the presently developed model. Originally this methodology was applied in a Global

Load Sharing context which implies certain hypothesis and results in approximations in the present model.

- Frictional stress is considered to depend entirely on the radial compressive stress in the matrix (due to Poisson's effect) and the frictional coefficient of the fiber-matrix broken interface.
- The value of this compressive stress is dependent on the relative shrinkage of the matrix and the fibers as well as fibers arrangement and volume fraction.
- The GLS model ignores the localization of the stress redistributions due to fiber breakage. Indeed in the vicinity of a broken fiber, the following mechanism is assumed : the composite material surrounding the broken fiber is subjected to traction and as a consequence it shrinks in the radial direction ; the broken fiber itself is unloaded, therefore it does not shrink in the radial direction imposing on the surrounding matrix a compressive stress. If the Local Load Sharing scheme is assumed, the localization of the overload on the neighboring fibers should, in theory, lead to a greater radial deformation of those. For simplicity reasons, in the present model, the effects of this localization will also be ignored in the calculation of the value of the resulting compressive radial stress. The present model could be further developed by including this feature.

A frictional coefficient links the radial compressive stress and the frictional stress in the debonded region (3.4.1) :

$$\tau_{fr}(t) = \mu\sigma_r(t) \quad (3.4.1)$$

Where τ_{fr} is the frictional shear stress in the matrix's debonded element, μ is the frictional coefficient and σ_r is the radial compressive stress at the matrix-fiber interface.

It will be assumed that the radial compressive stress is related to the matrix's far field longitudinal stress (3.4.2) :

$$\sigma_r(t) = \nu\sigma_m(t) \quad (3.4.2)$$

Where ν is a specific Poisson's ratio. In the present study, it will be equal to that of the matrix. The matrix is viscoelastic, the relationship between its axial stress and strain can be written as :

$$\sigma_m(t) = \int_{-\infty}^t E_m(t-t') \frac{d\varepsilon_m(t')}{dt'} dt'$$

In the present model, a constant in time axial fiber stress is applied. Because fibers are elastic, this implies a constant strain in the fibers at the far field. At the far field fibers and matrix are undamaged, their axial strains are therefore equal. This approximation simplifies the previous equation in the following manner :

$$\sigma_m(t) = E_m(t)\varepsilon \quad (3.4.3)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma_f}{E_f} \quad (3.4.4)$$

Where ε is the imposed composite strain. As for the shear behavior, an incomplete power law will be used for matrix's axial viscoelastic behavior (3.4.5) :

$$E_m(t) = \frac{E_{0m}}{\left(\frac{t}{T_c}\right)^\alpha} \quad (3.4.5)$$

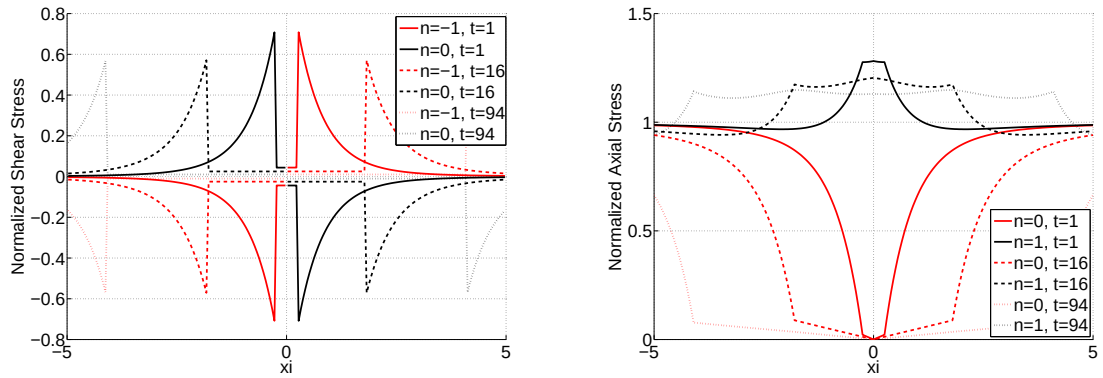
Combining equations (3.4.1,3.4.2,3.4.3,3.4.4,3.4.5), the time-dependent expression of the frictional stress is obtained (3.4.6) :

$$\tau_{fr}(t) = \mu\nu \frac{\sigma_f}{E_f} \frac{E_{0m}}{\left(\frac{t}{T_c}\right)^\alpha} \quad (3.4.6)$$

At each time step $T_y(t)$ in the equation (3.3.25) is replaced by its time-dependent value $\tau_{fr}(t)$ given in the equation (3.4.6).

3.5 Basic stress transfer phenomena

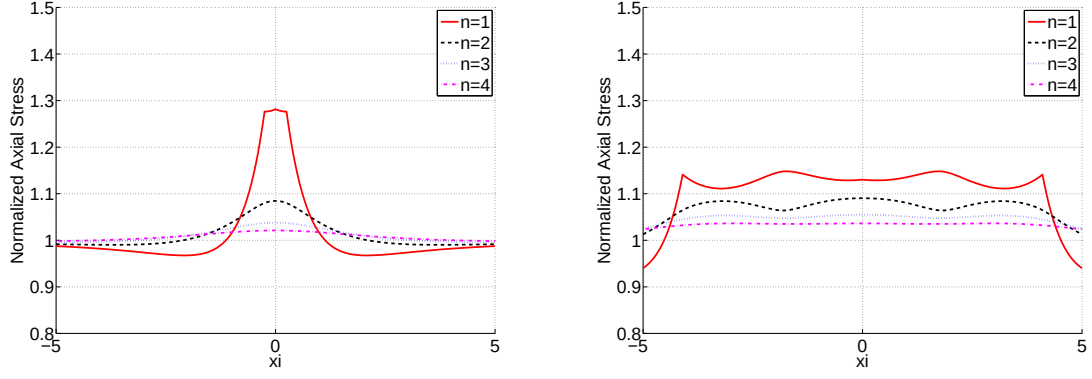
In this first analysis, a simple case of an infinite lamina with one central fiber break is presented. A traction load is applied to the material. A shear deformation peak results from this load in the very vicinity of the fiber break. The excessive shear strain causes debonding. In time, as matrix creeps, the debonded region progresses. In the debonded region a uniform frictional shear stress is imposed. According to the previous sections, this frictional stress diminishes in time. On the figure 3.5.1 (a), the time evolution of the shear stress in the matrix surrounding the broken fiber is represented. It can be seen that the debonded region extends in time (shear stress peaks move apart) while the frictional stress slightly diminishes (on the figure 3.5.1 (a) the shear constant shear stress in the middle debonded region is decreasing in time). On the figure 3.5.1 (b) the axial stress in the broken fiber and its first intact neighbor as well as their evolution in time are shown. The overstress profile evolves in time progressively presenting several maxima instead of one, as in the case without debonding (see part 1 of the article).



(a) Matrix shear stress around the broken fiber (b) Axial stress in the broken fiber and its first intact neighbor

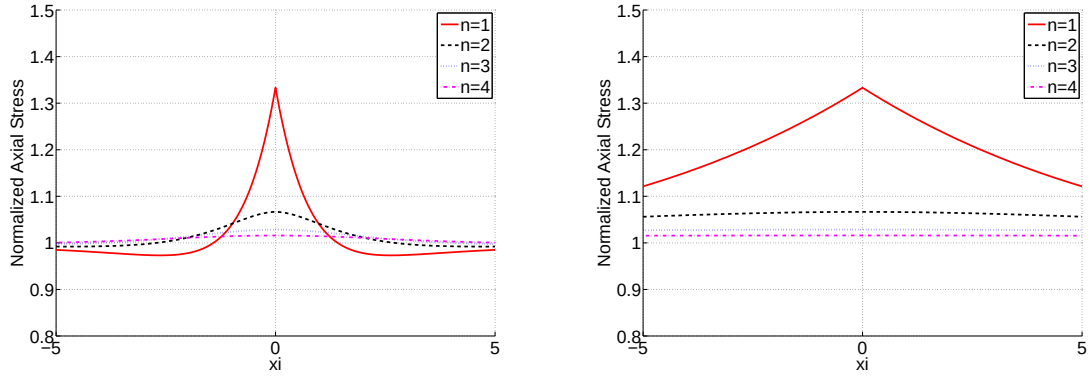
FIG. 3.5.1 – Influence of a broken fiber on its immediate surroundings

The stress redistribution scheme is also modified on the following neighboring fibers. Figures 3.5.2 (a) and 3.5.2 (b) show the overstress profiles on the 1st to 4th intact fibers next to the broken one respectively at the first and third time step. When time progresses, instead of presenting only one localized stress peak, the overstress profiles tend to a more uniform distribution on the whole overloaded region of the intact fiber. This is in significant contrast with what was observed in simulations ignoring debonding (figures 3.5.3 (a) and 3.5.3 (b) present these results).



(a) Axial stress in the neighboring intact fibers at the first time step (elastic response) (b) Axial stress in the neighboring intact fibers at the 3rd time step

FIG. 3.5.2 – Influence of a broken fiber on its immediate surroundings



(a) Axial stress in the neighboring intact fibers at the first time step (elastic response) without debonding (b) Axial stress in the neighboring intact fibers at the 3rd time step without debonding

FIG. 3.5.3 – Influence of a broken fiber on its immediate surroundings

Maximum overstress factors (they correspond to the axial stress in the fibers divided by the far field applied stress) are summarized in the table 3.5.1. They are compared to those obtained when debonding is not accounted for. What is remarkable is that when debonding does not occur, the overstress factor (OSF) is higher for the first intact neighbor and lower for the following neighbors 2,3 and 4. This shows that with debonding load sharing becomes more equal among neighbors approaching a global load sharing scheme. Comparing OSFs at the first time step and at the third time step shows that uniformisation of stress over neighbors is further increased when debonding progresses. These results confirm that a damageable interface is more profitable to the material because it avoids stress localizations in the material (as shown experimentally in [16]).

Intact fiber's number	1	2	3	4
Overstress factor without debonding (this maximum value is constant in time)	1.333	1.067	1.029	1.016
Overstress factor with debonding at the first time step	1.282	1.085	1.038	1.021
Overstress factor with debonding at the third time step	1.148	1.09	1.055	1.036

TAB. 3.5.1 – Maximal overstress factors of successive broken fiber's intact neighbors

3.6 Progressive damage combining fiber breaks and debonding

In this section a more complex case will be studied. A sample is first generated : random fibers strengths are allocated to fibers according to the procedure described in part 1 of this article. Then this sample is studied in the elastic case : its static strength is determined with and without taking into account the debonding. Next this same sample undergoes a creep test and the time-dependent damage (both fiber breaks and matrix debonding) is observed. The same creep conditions are then applied to this sample with a modification of the matrix's shear stiffness in order to assess its role in the time-dependent creep and damage. In a final subsection the influence of an additional shear stress (that could represent a torsion loading superimposed to a traction loading applied to the material) will be studied.

The sample consists of an infinite lamina where 19 fibers are allowed to break. Each fiber is divided into 201 elements. A randomly generated strength following the previously presented bi-modal Weibull probability law is assigned to every element. The fiber volume fraction is taken equal to 54.2%. The figure 3.6.1 represents the fibers strengths distribution of the specimen studied. Each horizontal band represents a fiber. Random distribution of flaws in the fibers can be noticed. Various parameter values used for this simulation are summarized in the table 3.6.1 below. The influence of the parameter α was studied in the part I of this article. In the present paper it will be taken equal to 0.2 - a middle-range value for usual polymer matrixes. Fiber parameters are the same as those used in the part I article. As fibers are the only load-bearing element of the material, in what follows load applied to the material will be expressed in terms of fibers axial far field stress.

Model characteristics	
$2N+1$	19
$2M+1$	201
normalized dx	0.05
V_f	54.2%
loading	variable : 0 - 2800MPa (elastic case) 1910MPa (creep test)
shear loading γ_{sh}	variable : 0 and 70% γ_{lim}
Fiber characteristics	
σ_{01}	3200 MPa
m_{01}	5.79
σ_{02}	5110 MPa
m_{02}	7.65
l_0	10 mm
q_0	0.45
E_f	74 GPa
r	13.5 μm
Matrix characteristics	
G_e	1.29 GPa, 4.5GPa and 10GPa
T_c	1600 s
α	0.2
γ_{lim}	14.8%

TAB. 3.6.1 – Simulation parameters

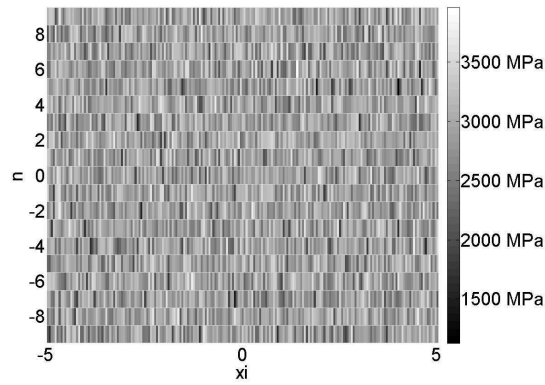


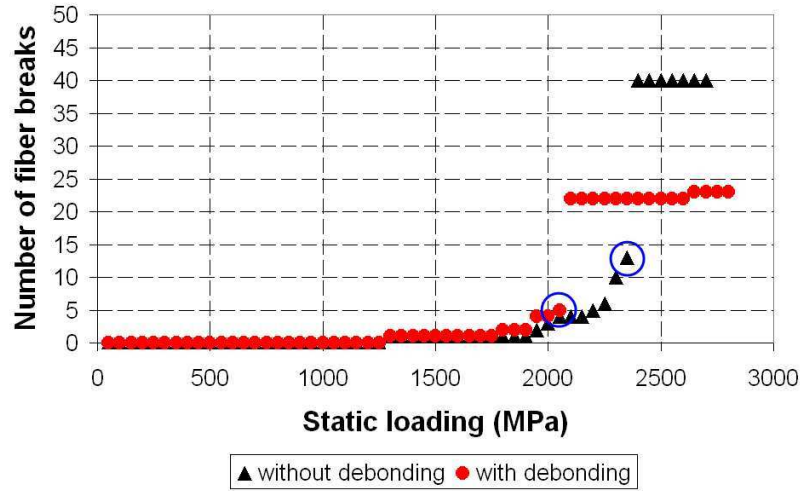
FIG. 3.6.1 – *Strengths distribution in the fibers*

3.6.1 Static strength with and without debonding

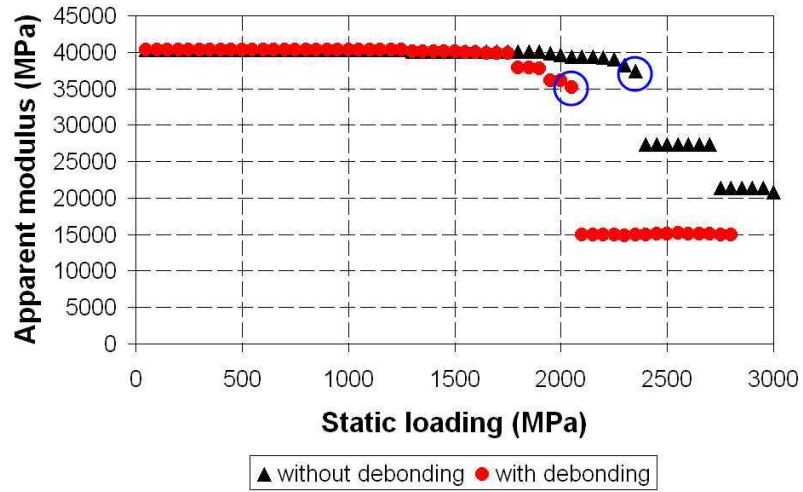
First, the sample is tested in static conditions. Increasing loading levels are applied in the elastic case. Corresponding damage is assessed. In particular the number of broken fibers is analyzed. The point when its increase rate versus applied load increases abruptly is taken as the rupture (circled in blue on the figure 3.6.2 (a)). Corresponding applied stress is considered as the static strength of the material. The sample is both studied in cases where debonding is taken into account and ignored. Thus the influence of debonding on the static strength of the material can be explored. In the figure 3.6.2 (a) the numbers of fiber breaks corresponding to each load level in cases where debonding is considered and ignored are shown. The influence of debonding is also assessed through calculation at each load level of the apparent modulus of the sample as described previously. These results are presented in the figure 3.6.2 (b). These static tests allow estimating the static strength of the sample. It is clearly visible that when debonding is taken into account the value of the static strength diminishes considerably. When debonding is ignored, the sample breaks when the axial far field stress exceeds 2350MPa. When debonding is considered, the limit is 2050MPa. In the same manner, the rupture moment of the material corresponds to a drop in the apparent modulus value (also circled in blue in the figure 3.6.2 (b)), as can be observed in the figure 3.6.2 (b).

In the following figures 3.6.3 and 3.6.4, damage patterns are presented for cases without and with debonding for loading levels preceding and slightly exceeding the rupture limit. In the figures 3.6.3 (a), 3.6.3 (b), 3.6.4 (a) and 3.6.4 (b) colors represent the level of the overstress factor for the fibers axial stress. The overstress factor equals the stress in the fiber element divided by the axial far field stress applied to the material. In the figures 3.6.4 (c) and 3.6.4 (d) corresponding fiber breaks and debonded areas are represented.

It can be seen on these results that rupture occurring with debonding initiates with fewer fiber breaks (5 vs 13, see figures 3.6.3 (a) and 3.6.4 (a)) than when debonding is not considered. It can also be seen that when a fiber is broken, it is instantaneously unloaded almost on the entire length of the material through debonding (see figures 3.6.4 (a) and 3.6.4 (c)). The rupture pattern observed when debonding is modelled (figure 3.6.4 (b)) is different from the one observed without debonding (figure 3.6.3 (b)). In the case with debonding fiber breaks are more scattered whereas without debonding they are mostly aligned. This is due to the fact that scattered fiber breaks linked by debonded areas (figure 3.6.4 (d)) form a unique break cluster. On the other hand when debonding does not occur, in order to be connected, fiber breaks need to be in the very vicinity of each other.



(a) Number of fiber breaks versus applied load



(b) Apparent modulus versus applied load

FIG. 3.6.2 – Results of the simulations of static tests with without taking debonding into account

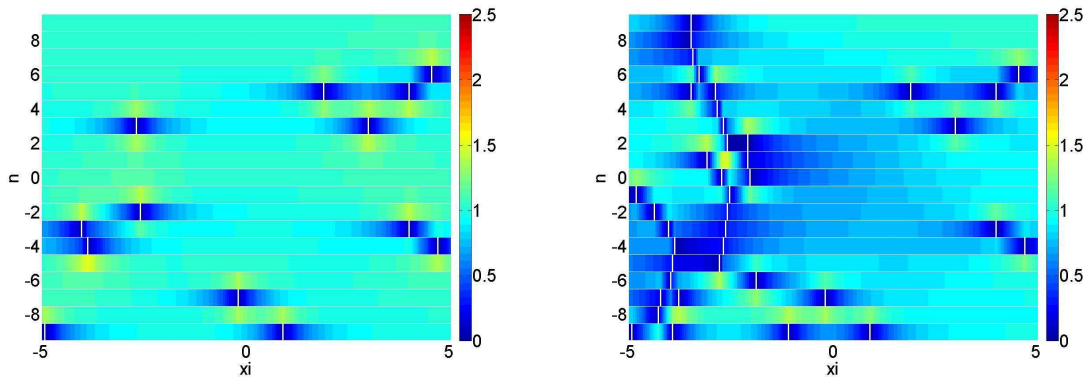
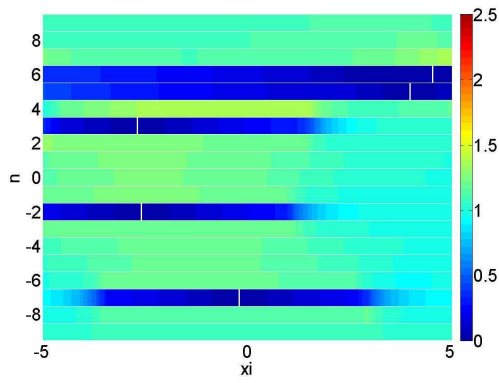
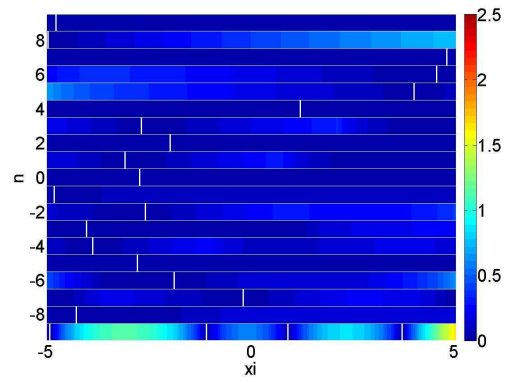


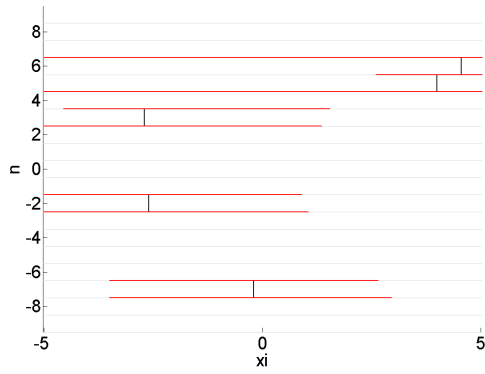
FIG. 3.6.3 – Damage patterns and overstress factors in the material without debonding



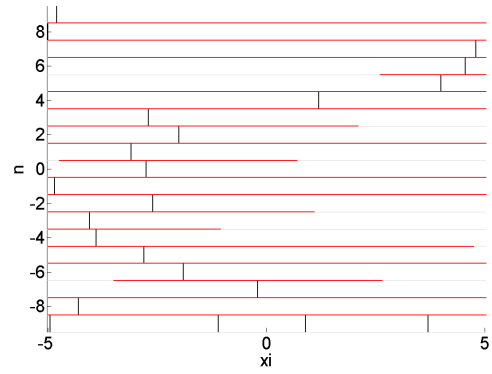
(a) 2050MPa - 5 fiber breaks



(b) 2100MPa - 22 fiber breaks



(c) 2050MPa - 5 fiber breaks and 1191 debonded matrix elements



(d) 2100MPa - 22 fiber breaks and 3242 debonded matrix elements

FIG. 3.6.4 – Damage patterns and overstress factors in the material with debonding

These static simulations show that debonding decreases the static strength of the material. In the elastic case matrix relaxation has not yet taken place. This means that load sharing between intact neighbors of a given broken fiber is still uneven : the first intact neighbor has a greater overstress factor. Due to the debonded region, this first intact neighbor is almost evenly overloaded on the whole length of the debonded region. Flaws on this intact neighbor can therefore be easily reached by the overstress leading to a new fiber break locate away from the initial fiber break causing the overstress. Debonded regions therefore connect fewer existing fiber breaks thus forming a macro-cluster. When debonding does not occur, overstress profiles are more localized, creating a peak of overstress in the very vicinity of the fiber break. A new fiber break occurs only if a flaw in the first intact neighbor is located immediately in this small overloaded region. Therefore higher loads are necessary to trigger global rupture of the material.

3.6.2 Progressive damage in time

In this section, first the influence of Ge , matrix's initial shear stiffness, will be studied. Then the influence of an additional shear stress will also be investigated. For these simulations, a permanent far field axial stress is applied to the fibers, it is equal to $1910MPa$.

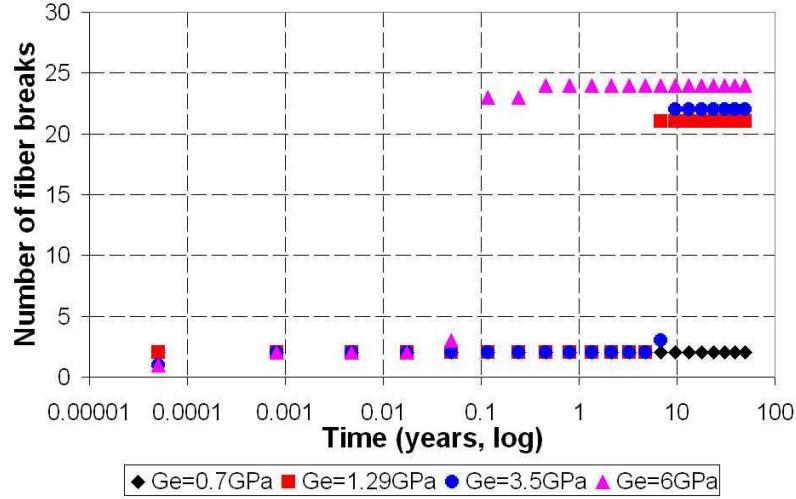
Influence of matrix's shear stiffness

For these simulations, four values for the matrix's shear stiffness are taken : $Ge=0.7GPa$, $1.29GPa$, $3.5GPa$ and $6GPa$. The influence of this parameter on the long-term durability of the material is studied. The rupture mode, damage evolution and evolution of the apparent modulus are investigated. The sample has the same fibers strengths distribution as described in the figure 3.6.1.

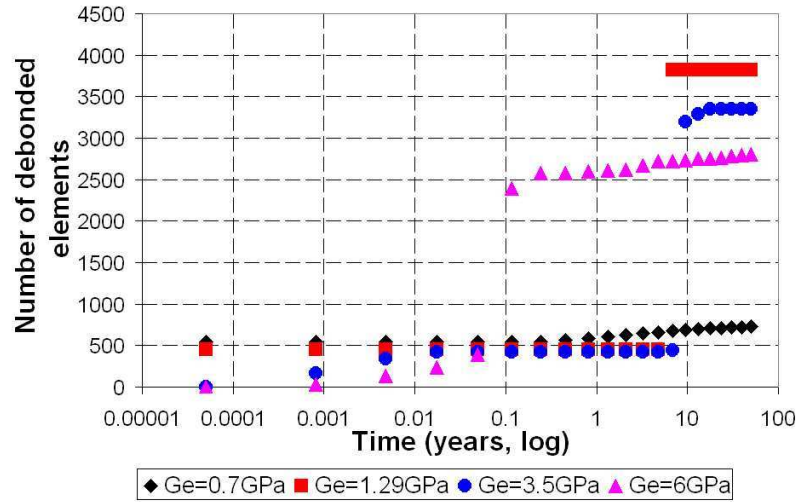
The figure 3.6.5 gives time evolution of the damage in the material : number of fiber breaks (figure 3.6.5 (a)) and number of debonded matrix elements (figure 3.6.5 (b)). These figures show a sudden increase in material's damage for samples with $Ge \geq 1.29GPa$, whereas for the sample with $Ge = 0.7GPa$, the evolution of the damage is smooth and continuous over time. This indicates a modification of the damage process in the material for composites with different matrix's stiffnesses. From approximately 10 years on, the number of fiber breaks for the group of materials with $Ge \geq 1.29GPa$, is similar ranging from 21 ($Ge = 1.29GPa$) to 24 ($Ge = 6GPa$), whereas for the material with $Ge = 0.7GPa$, the number of fiber breaks remains constantly equal to 2. On the other hand, the number of debonded matrix elements for the material with $Ge = 0.7GPa$ is greater than that of the materials with $Ge \geq 1.29GPa$ before their breakage.

It is also interesting to compare the ratio between the number of debonded matrix elements and the number of fiber breaks at the end of the 50-years creep period for these simulations. The figure 3.6.6 summarizes these values. Results from additional simulations with different shear stiffness values were added to the graph in order to determine clear tendencies. Results for $Ge=0.7$, 1.29 , 3.5 and 6 are highlighted in light grey. What can be seen on this graph is that there is at least two different groups of materials. The first group with $Ge < 1.29GPa$ where damage is predominantly debonding-based (the ratio is higher than 300) and the second group with $Ge \geq 1.29GPa$, where the ratio between the number of debonded elements and fiber breaks is much lower (<200).

The figure 3.6.7 shows the time evolution of the apparent modulus of these samples. In particular a sudden drop of the apparent modulus for the materials with $Ge \geq$



(a) Number of fiber breaks versus time



(b) Number of debonded elements versus time

FIG. 3.6.5 – Evolution of damage versus time (logarithmic scale) for samples with various values of the matrix's shear stiffness, subjected to 1910MPa fibers traction stress

1.29GPa can be noticed. This is due to the fact that a sufficient number of fiber breaks form in the material leading to a macro-cluster completely destroying the material. A macro-cluster is a group of fiber breaks linked by debonded regions, spanning across the whole sample in the transverse direction. For the composite with $G_e = 0.7$ GPa, longitudinal breaks develop in the material, isolating broken fibers from the remaining intact ones thus preserving a tractional stiffness of the composite.

Figure 3.6.8 gives the damage patterns following the breakage of the samples. This figure confirms the presence of macro-clusters for the materials with $G_e \geq 1.29$ GPa (3.6.8 (b), 3.6.8 (c), 3.6.8 (d)) and longitudinal breaks for the material with $G_e = 0.7$ GPa (3.6.8 (a)).

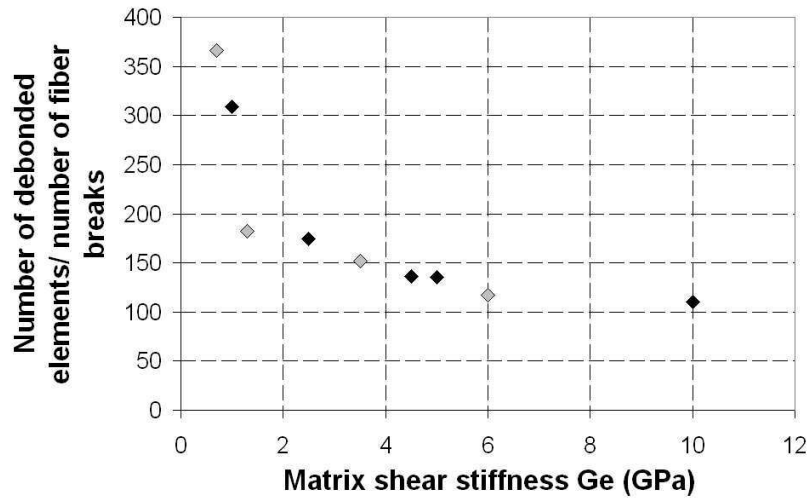


FIG. 3.6.6 – *Ratio between debonding and fiber breakage for various matrix stiffnesses*

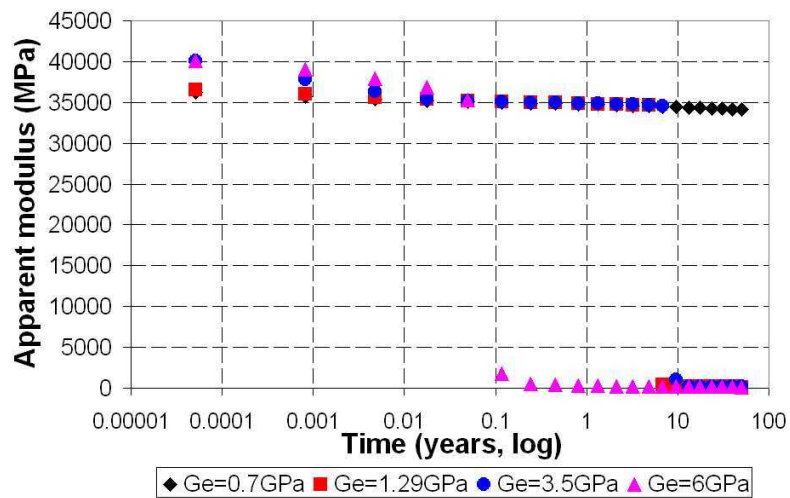
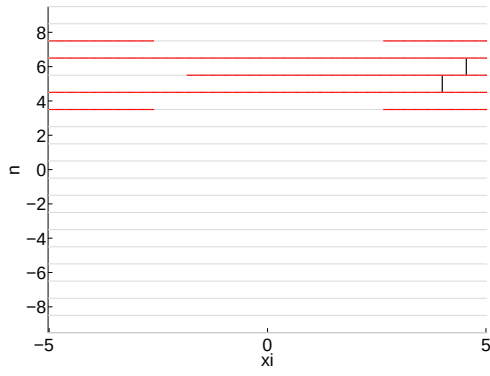
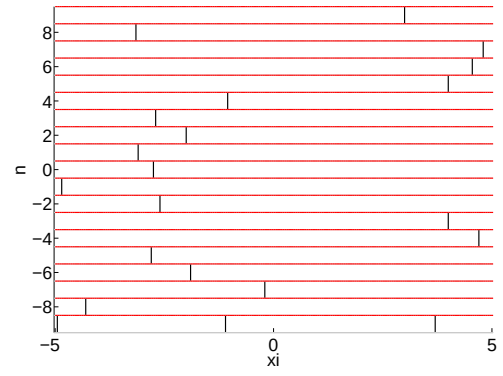


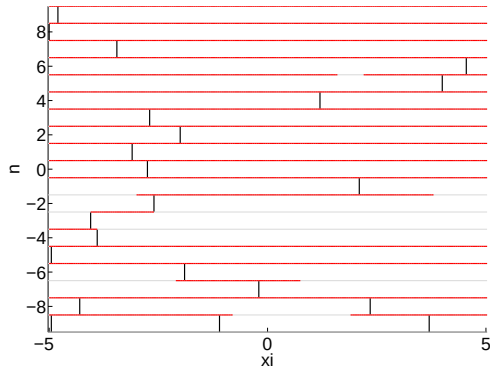
FIG. 3.6.7 – *Apparent modulus versus time during the pure traction creep test*



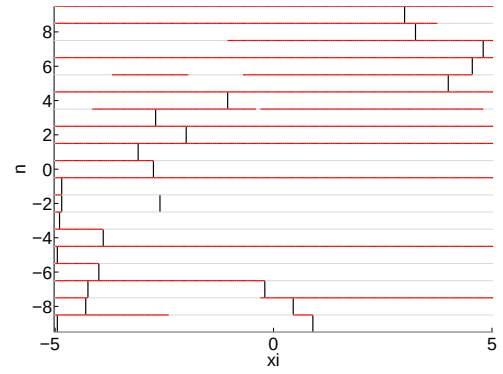
(a) *Damage pattern for $Ge = 0.7 \text{ GPa}$*



(b) *Damage pattern for $Ge = 1.29 \text{ GPa}$*



(c) *Damage pattern for $Ge = 3.5 \text{ GPa}$*



(d) *Damage pattern for $Ge = 6 \text{ GPa}$*

FIG. 3.6.8 – *Damage pattern following the breakage of the samples : comparison for different matrix's stiffness values*

These results show that matrix's shear stiffness has an influence on the rupture mode of the material. On the examples presented here two groups were identified : rupture based on the development of macro-clusters and rupture mainly initiated through longitudinal fracturing. The evolution between these two groups seems to be monotonic in respect to the matrix's stiffness : the group of materials with longitudinal fracturing-based rupture has low stiffness values whereas the second group of materials presenting macro-cluster formation has higher stiffness values. Lower stiffness values as well as matrix relaxation lead to the same result on the load sharing in the material : its globalization. Globalization of the load sharing, under certain limits, helps protecting the material : as it was shown in the literature overview, a very stiff and strong interface leads to high overstress factors increasing the number of fiber breaks whereas a weak interface leading to a global load sharing scheme results in a fragmentation of the material and its incapacity to take up broken fibers' load. A medium situation provides the optimal result.

Influence of an additional shear strain

In the experimental study presented in the section 3.2, creep experiments combining bending and torsion were lead. These experimental results motivated a numerical investigation of the influence of an additional shear strain applied to the material in combination with the traction load. Indeed during the experiments when torque is applied to the material, this results in shearing of the material. This shear is either combined with traction or compression resulting from the bending load.

In this section the model is used to simulate time-dependent damage of the sample described in the figure 3.6.1. For these simulations two values of the matrix's shear stiffness are taken : $Ge = 1.29\text{GPa}$ and $Ge = 6\text{GPa}$. A uniform shear strain field equal to 70% of the limit shear strain is applied to the whole composite. Then a creep test is simulated with an axial far field fiber stress equal to 1910MPa. Comparison between these simulations and simulations where pure traction is applied is performed. Figure 3.6.9 gives the damage evolution in four cases : pure traction loading and $Ge = 1.29\text{GPa}$, pure traction loading and $Ge = 6\text{GPa}$, traction and shear combined and $Ge = 1.29\text{GPa}$ and traction and shear combined and $Ge = 6\text{GPa}$.

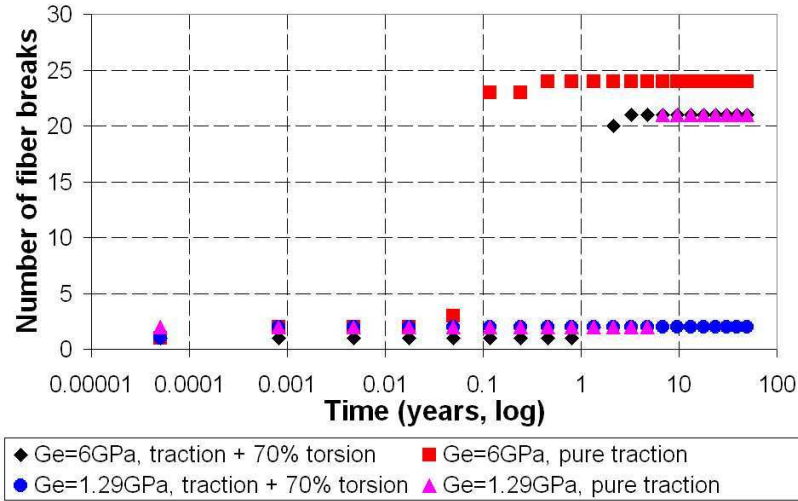
In the case of $Ge = 6\text{GPa}$, additional shear strain causes an increase in the lifespan of the material compared to the lifespan under pure traction loading : when pure traction loading is applied, the lifespan (as can be seen in the figure 3.6.9 (a)) is approximately 0.05 years, whereas with combined shear it is increased to 1.3 years. At the same time the damage mode is not significantly modified.

In the case of $Ge = 1.29\text{GPa}$, the damage process is modified : in pure traction it is fiber breakage - based and it becomes predominantly debonding based when shear is applied. The lifespan of the sample is also increased from 4.8 years under pure traction loading to 50 years when traction and shear are combined.

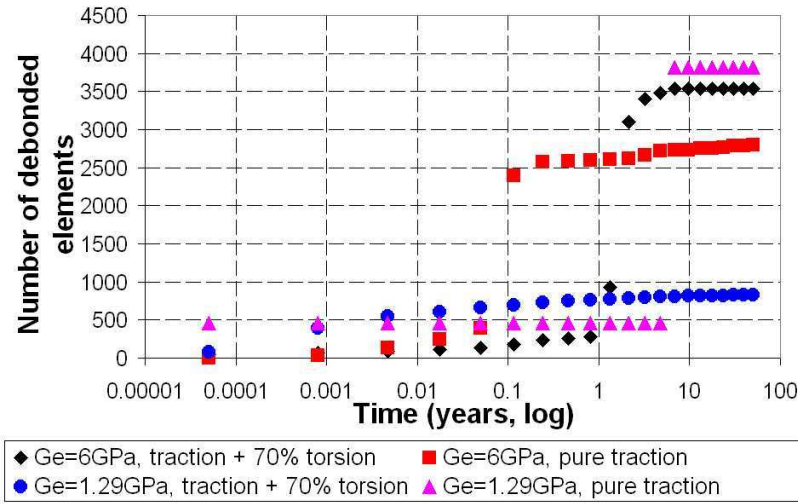
Additional shear in the material leads to additional debonding. This debonding, in the two cases presented here, lead to an increase of the material's lifespan. This is due to the fact that debonded regions isolate the broken fiber, globally, as the relaxation takes place, redistributing its load to the remaining intact fibers.

Figure 3.6.10 gives the evolution of the apparent modulus during these 4 simulations.

In the figure 3.6.11 the corresponding damage patterns are presented. Figures 3.6.11 (a) and 3.6.11 (b) confirm the modification of the damage mode for $Ge = 1.29\text{GPa}$.



(a) Number of fiber breaks versus time



(b) Number of debonded elements versus time

FIG. 3.6.9 – Evolution of damage versus time (logarithmic scale) for samples with various values of the matrix's shear stiffness, subjected to either 1910MPa fibers traction stress exclusively or combined with 70% shear strain additional loading

Figures 3.6.11 (c) and 3.6.11 (d) show that when shear is applied to the material with $Ge = 6\text{GPa}$, fiber breaks become less scattered and a clear fracture appears.

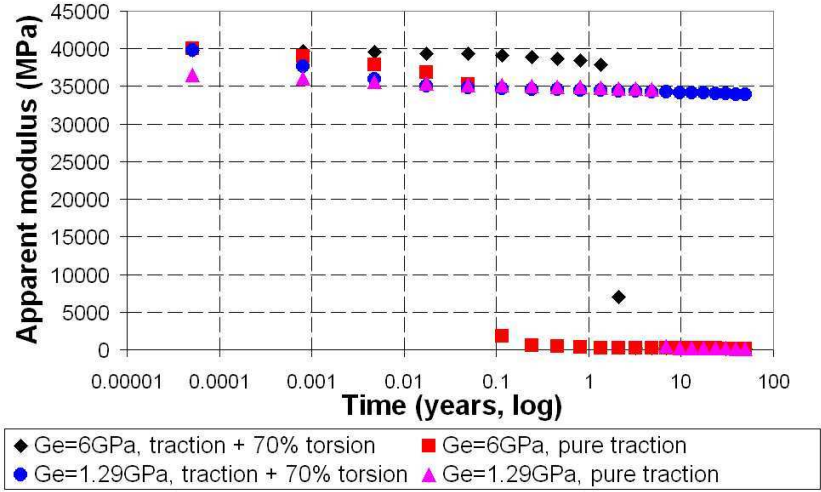
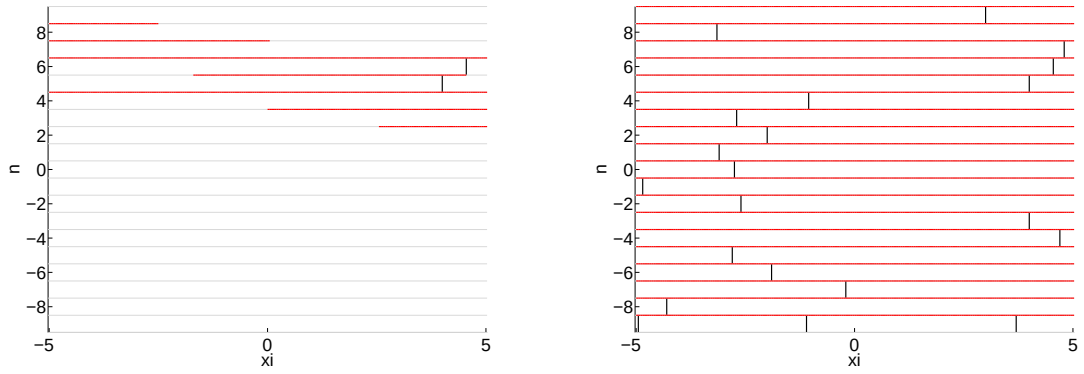
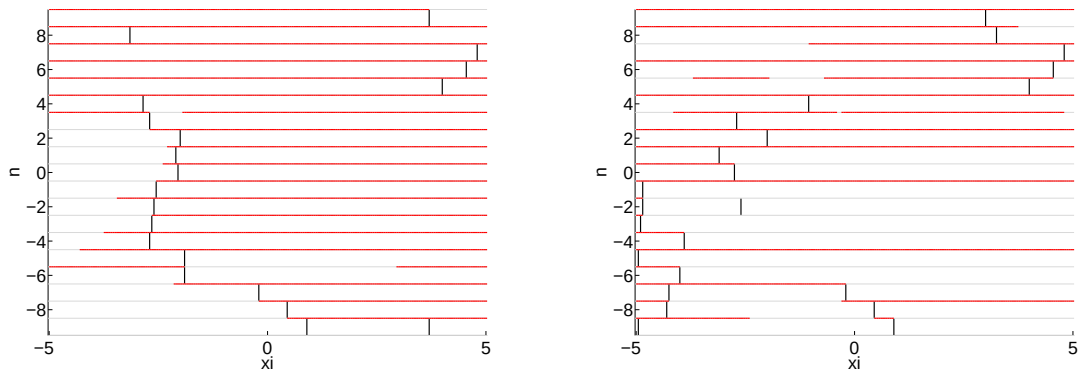


FIG. 3.6.10 – Apparent modulus versus time during the pure traction and traction-shear creep tests



(a) Damage pattern for $Ge = 1.29 \text{ GPa}$ under combined shear and traction loading (b) Damage pattern for $Ge = 1.29 \text{ GPa}$ under pure traction loading



(c) Damage pattern for $Ge = 6 \text{ GPa}$ under combined shear and traction loading (d) Damage pattern for $Ge = 6 \text{ GPa}$ under pure traction loading

FIG. 3.6.11 – Damage patterns following the breakage of the samples subjected to pure traction and combined traction and shear loadings : comparison for different matrix's stiffness values

To summarize results of this section, several key facts are to be mentioned : additional shear causes additional debonding, this debonding helps increasing the material's lifespan as it helps isolating broken fibers. The additional shear can modify the rupture mode of the material leading to a fracture initiated by longitudinal fracturing. This effect depends on the matrix's shear stiffness : lower stiffness values lead to a modified rupture mode.

3.7 Conclusions and future work

In this part II article a previously presented shear-lag type model is further developed in order to simulate progressive debonding occurring in a unidirectional composite material subjected to traction or traction combined with shear. This model includes a stochastic distribution of fiber's strengths, matrix's relaxation in time, progressive debonding at the fiber-matrix interface with a shear strain-based criterion and a residual frictional shear stress also relaxing in time.

First the model is used to investigate the influence of debonding on basic stress transfer phenomena occurring in a composite with an elevated fiber volume fraction. This investigation shows that debonding leads to a globalization of the stress redistribution in the composite : stress is both more equally distributed into the depth of the material and more uniformly distributed on the length of the intact fibers.

This model is then used to simulate progressive damage in a composite material with 19 fibers allowed to break. First the static strength of the sample is assessed by applying increasing tractional loading to the sample. Simulations taking debonding into account and ignoring it were lead. These simulations showed that debonding, as expected, decreased material's static strength. Then creep tests were simulated during a maximum of a 50-years period, where a given tractional load level was applied to the fibers at the far field. In these investigations various mechanical characteristics of the composite's components are used. In particular the influence of matrix's shear stiffness is investigated. Then the influence of an additional shear strain superimposed to the tractional loading is studied. Both lifespan of the sample and type of rupture mode are assessed.

Low stiffness of the matrix encourages debonding (for a given shear strain limit), leading to a modification of the damage process from mainly based on fiber breakage to one predominantly based on the development of longitudinal breaks and debonded zones.

Additional shear seems to have a similar effect on materials with a low matrix shear stiffness : rupture occurs through longitudinal fractures. At the same time the material's lifespan is increased. Indeed debonded regions isolate broken fibers from the intact ones preserving their integrity : as debonding occurs and develops in the relaxing material, localization and maximum overstress factor diminish. Materials with high matrix shear stiffness tend to demonstrate a longer lifespan as well but a more localized fiber rupture pattern when subjected to additional shear.

Further investigation of the influence of various parameters of the composite's configuration are needed. In particular the influence of the fibers volume fraction and parameters of the stochastic distribution of fibers strengths might be of great interest. Probabilistic analysis of the composite's lifespan should also be performed using a Monte-Carlo approach. Results presented in the present paper should allow for a fine-tuning of macro-mechanical models in order to represent in a more precise manner the influence

of matrix and interface properties on the creep behavior of composite materials. The present model could also become more universally applicable if the axial elastic modulus of the matrix was modelled. This would allow its application to a wider spectrum of composite materials.

Acknowledgements

Work presented in this article is part of a PhD thesis financially supported by the French Environment and Energy Management Agency (ADEME) and the French Scientific and Technical Centre for Building (CSTB).

Bibliographie

- [1] I.J. Beyerlein, S.L. Phoenix, and A.M. Sastry. Stress concentrations around aligned fiber breaks in a unidirectional composite with an elastic-plastic matrix. In *Simulation of Materials Processing : Theory, Methods and Applications*, 1995.
- [2] I.J. Beyerlein, S.L. Phoenix, and Rishi Raj. Time evolution of stress redistribution around multiple fiber breaks in a composite with viscous and viscoelastic matrices. *International Journal of Solids and Structures*, 35 :3177–3211, 1998.
- [3] I.J. Beyerlein, C.H. Zhou, and L.S. Schadler. A time-dependent micro-mechanical fiber composite model for inelastic zone growth in viscoelastic matrices. *International Journal of Solids and Structures*, 40 :2171–2194, 2003.
- [4] Irene J. Beyerlein and S. Leigh Phoenix. Stress concentrations around multiple fiber breaks in an elastic matrix with local yielding or debonding using quadratic influence superposition. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 44 :1997–2039, 1996.
- [5] S. Blassiau, A. Thionnet, and A.R. Bunsell. Micromechanisms of load transfer in a unidirectional carbon fibre-reinforced epoxy composite due to fibre failures : Part 3. multiscale reconstruction of composite behaviour. *Composite Structures*, 83 : 312–323, 2008.
- [6] A. Diaz Diaz and J.F. Caron. Interface plasticity and delamination onset prediction. *Mechanics of Materials*, 38 :648–663, 2006.
- [7] S.L. Gao, E. Mäder, and R. Plonka. Nanocomposite coatings for healing surface defects of glass fibers and improving interfacial adhesion. *Composites Science and Technology*, 68 :2892–2901, 2008.
- [8] J. Koyanagi, H. Hatta, F. Ogawa, and H. Kawada. Time-dependent reduction of tensile strength caused by interfacial degradation under constant strain duration in ud-cfrp. *Journal of Composite Materials*, 41(25) :3007–3026, 2007.
- [9] J. Koyanagi, A. Yoshimura, H. Kawada, and Y. Aoki. A numerical simulation of time-dependent interface failure under shear and compressive loads in single-fiber composites. *Applied Composite Materials*, 17 :31–41, 2010.

- [10] J. Koyanagi, S. Yoneyama, A. Nemoto, and J.D.D. Melo. Time and temperature dependence of carbon/epoxy interface strength. *Composites Science and Technology*, 2010 :1395–1400, 70.
- [11] Jun Koyanagi. Comparison of a viscoelastic frictional interface theory with a kinetic crack growth theory in unidirectional composites. *Composites Science and Technology*, 69 :2158–2162, 2009.
- [12] Jun Koyanagi, Satoru Yoneyama, Katsuya Eri, and Pranav D. Shah. Time dependency of carbon/epoxy interface strength. *Composite Structures*, 92 :150–154, 2010.
- [13] E. Mäder, S. Gao, and R. Plonka. Static and dynamic properties of single and multi-fiber/epoxy composites modified by sizings. *Composite Science and Technology*, 67 : 1105–1115, 2007.
- [14] E. Mäder, S. Gao, R. Plonka, and J. Wang. Investigation on adhesion, interphases, and failure behaviour of cyclic butylene terephthalate (cbt)/glass fiber composites. *Composite Science and Technology*, 67 :3140–3150, 2007.
- [15] C. Scheffler, S.L. Gao, R. Plonka, E. Mäder, S. Hempel, M. Butler, and V. Mechtcherine. Interphase modification of alkali-resistant glass fibres and carbon fibres for textile reinforced concrete 1 : Fibre properties and durability. *Composites Science and Technology*, 69 :531–538, 2009.
- [16] F.M. Zhao and N. Takeda. Effect of interfacial adhesion and statistical fiber strength on tensile strength of unidirectional glass fiber/epoxy composites. part 1 : experiment results. *Composites : Part A*, 31 :1203–1214, 2000.
- [17] C.H. Zhou, L.S. Schadler, and I.J. Beyerlein. Time-dependent micromechanical behavior in graphite/epoxy composites under constant load : a combined experimental and theretical study. *Acta Materialia*, 50 :365–377, 2002.
- [18] P. Zinck, E. Mäder, and J.F. Gerard. Role of silane coupling agent and polymeric film former for tailoring glass fiber sizings from tensile strength measurements. *Journal of Materials Science*, 36 :5245–5252, 2001.

Conclusion générale

Sommaire

Rappel des objectifs	245
Méthodes mises en œuvre et réalisations	245
Limites et perspectives	249

Rappel des objectifs

Afin de répondre aux objectifs environnementaux d'économie d'énergie dans les bâtiments, force est de constater qu'une stratégie globale de démolition-reconstruction n'est pas envisageable. Des programmes de réhabilitation à grande échelle doivent être mis en œuvre. Le principal objectif du présent travail de thèse a été de proposer une solution pour exploiter les ressources énergétiques renouvelables disponibles en milieu urbain et peu exploitées aujourd'hui. Celles-ci peuvent être accessibles grâce à l'enveloppe des bâtiments, élément construit directement en contact avec le milieu extérieur. Une ressource a été privilégiée dans ce travail : l'énergie solaire. Cependant le milieu urbain contraint fortement l'accès à cette source, les bâtiments voisins masquant partiellement le Soleil. Afin d'exploiter au maximum les ressources disponibles, un concept d'enveloppe captatrice ayant une géométrie optimisée a été proposé. Le premier objectif de cette thèse a donc été de mettre en place un outil permettant d'optimiser à la fois la géométrie et le pavage de cette enveloppe par des panneaux capteurs les plus adaptés à une situation donnée.

La géométrie résultante d'une telle optimisation n'est évidemment pas une structure triviale, très éloignée du parallélépipède classique. A quoi bon proposer de telles architectures si elles ne sont pas environnementalement compatibles ? Des méthodes constructives innovantes et adaptées à la réalisation de formes complexes doivent donc être proposées. Dans le présent travail de thèse, les systèmes gridshells en matériaux composites ont été envisagés comme solution à ce problème. Les structures gridshells sont des structures mises en forme par déformation élastique d'une grille de poutres initialement plane. Les éléments de cette grille sont donc fléchis de manière permanente tout au long de la durée de service de la structure, et les contraintes induites sont alors largement dimensionnantes. Si les composites à fibres de verre et matrice polymère (GFRP) permettent bien d'obtenir les déformations importantes nécessaires, la question de leur durabilité sous charge permanente se pose de façon cruciale. Il est bien connu que fluage et baisse de résistance résiduelle sont des conséquences de ce type de chargement pour les GFRP. Ainsi le deuxième objectif de la thèse était de développer un modèle permettant de décrire le comportement à long terme des matériaux composites soumis aux chargements permanents et ce afin de comprendre les mécanismes à l'échelle des fibres conduisant au fluage et à la rupture différée du matériau.

Ces deux objectifs ont été traités dans les deux parties de cette thèse : "Recherche de formes d'enveloppes optimales" et "Etude de la rupture différée des matériaux composites".

Méthodes mises en œuvre et réalisations

Le concept d'enveloppe protectrice et captatrice propose un système de réhabilitation énergétique de bâtiment qui consiste à rajouter autour de l'ensemble du bâtiment isolé thermiquement une enveloppe extérieure dont le rôle serait la protection solaire et le captage d'énergie. Cette enveloppe-coque extérieure a été au cœur de cette thèse. Elle est vue comme une surface dont la géométrie n'est contrainte que par le volume intérieur du bâtiment et la limite extérieure du volume constructible de la parcelle. Cette surface est ensuite divisée en panneaux capteurs d'énergie solaire.

Un outil, SolarOptiForm permettant l'optimisation de la géométrie de l'enveloppe captatrice et de la répartition spatiale de panneaux capteurs de différentes technologies

à la surface de celle-ci a été développé. L'objectif de l'optimisation est de maximiser la production d'énergie solaire par l'enveloppe. Le processus d'optimisation est effectué au moyen d'un algorithme génétique, appelé BIANCA (développé par l'équipe de Paolo Vannucci, [6, 7, 10]). Afin de calculer l'énergie produite par une enveloppe, la position géographique qui détermine la course du Soleil dans le ciel, ainsi que la variation saisonnière et journalière du rayonnement solaire reçu au niveau du sol ont été prises en compte. Les ombrages dus aux bâtiments voisins et à la ligne d'horizon ont également été calculés afin de déterminer l'énergie effectivement reçue par l'enveloppe. Il est possible, grâce SolarOptiForm, de réaliser une optimisation sur une période de temps déterminée correspondant à l'utilisation qui sera faite de l'énergie produite (chauffage en période hivernale ou climatisation en été par exemple).

La géométrie de l'enveloppe est déterminée par la position des points de contrôle. Ceux-ci peuvent prendre des positions discrètes sur une trajectoire rectiligne entre la contrainte intérieure (limite du volume du bâtiment considéré) et la contrainte extérieure (volume constructible de la parcelle). Cette description permet de créer un nombre limité de géométries et ceci constitue une des limitations majeures du logiciel. Des facettes triangulaires (dont les sommets sont constitués de trois points de contrôle) composent le pavage de l'enveloppe. Chaque facette peut être remplie par un panneau capteur d'un certain type. Ces deux sortes de données, position des points de contrôle et type de remplissage de chacune des facettes, constituent le code génétique d'une enveloppe et sont donc les paramètres d'optimisation.

Le déroulement de l'optimisation évolutionnaire est comme suit : une population initiale dont les individus sont des enveloppes aléatoires (la position et le type de remplissage des facettes sont aléatoires) est évaluée par rapport à l'objectif fixé (par exemple maximisation de la production d'énergie sur toute l'année) ; les individus sont classés suivant leur score ; des individus " parents " sont choisis dans cette population en tenant compte de leur score (les meilleurs individus ont plus de chances d'être choisis) ; les individus " parents " sont croisés pour former les individus de la génération suivante. Le processus d'évaluation, classement et sélection peut alors recommencer. Le cycle d'évolution est répété pendant un nombre prédéterminé de générations. A l'issue de ce processus, par une " évolution naturelle ", les performances des enveloppes sont améliorées. On choisit alors le meilleur individu de la dernière génération comme individu optimal.

Durant cette thèse, le travail portait sur l'implémentation d'un processus d'évaluation des individus (l'algorithme d'optimisation utilisé étant programmé par l'équipe de Paolo Vannucci). Celui-ci consiste d'abord dans le calcul de l'énergie reçue sur chacune des facettes. Pour cela les trois composantes du rayonnement solaires reçu sont calculées : rayonnement direct, réfléchi et diffus. Ces trois composantes ayant des propriétés de propagation différentes, elles ont nécessité l'implémentation de méthodes adaptées pour leur calcul. Une fois l'énergie reçue évaluée, le calcul de l'énergie produite est réalisé en utilisant les propriétés de chacun des types de panneaux capteurs installés sur l'enveloppe : leur rendement par rapport à chacune des trois composantes du rayonnement.

L'étape suivante était la validation du logiciel ainsi construit. Pour cela la validation du processus d'évaluation a été réalisée par comparaison, dans le cas d'une géométrie simple, de l'énergie produite calculée par SolarOptiForm et calculée analytiquement " à la main ". Afin de réduire les temps de calcul, la production d'énergie sur la période d'optimisation désirée est effectuée en évaluant l'énergie produite pour un nombre limité

de dates. Cette approximation a également fait l'objet d'une validation à travers la comparaison de résultats d'optimisation avec un nombre de dates plus importants. Puis une validation du processus d'optimisation a été réalisée en effectuant une optimisation dans un cas où la géométrie optimale pouvait être trouvée intuitivement et vérifiée par des calculs simplifiés. Ce processus de validation a également été l'occasion de déterminer les paramètres d'optimisation génétique adéquats.

SolarOptiForm a ensuite été utilisé dans plusieurs cas d'optimisation présentant des situations typiques très contrastées : optimisation sur la période d'été comparée à l'optimisation en hiver ; optimisation dans le climat d'Oslo vs celui de Tunis ; optimisation dans les cas où un obstacle est situé proche du bâtiment étudié. Ces différents cas d'optimisation ont permis de dégager des stratégies de captage de rayonnement différentes. A la fois en termes de conception géométrique de l'enveloppe et en termes de répartition de différents types de panneaux capteurs utilisant les trois types de rayonnement disponibles. Ils ont également permis d'aborder le problème du droit au Soleil à travers l'étude de l'influence sur les performances de l'enveloppe induite par la modification géométrique de l'obstacle proche lorsque la géométrie de l'enveloppe a déjà été optimisée.

La faisabilité structurelle des formes ainsi exhibées motive la deuxième partie de la thèse. Elle est ainsi centrée sur les problèmes de durabilité des matériaux composites à fibres de verre et matrice polymère viscoélastique envisagés pour ces structures et soumis à des chargements permanents. Une étude expérimentale a été menée durant cette thèse. Elle a permis d'observer les différents phénomènes qui interviennent à long terme dans ces conditions : le fluage et la rupture différée.

Les expériences menées dans ce cadre ont montré les différents modes de rupture qui interviennent pour des cas de chargements statiques variés : flexion pure, traction, compression et torsion ainsi que des combinaisons de ceux-ci. Puis des essais à long terme sous chargement en flexion pure et combiné avec un chargement de torsion ont montré l'importance du rôle de la matrice dans la rupture différée des matériaux composites. En effet celle-ci a deux fonctions principales au sein du matériau : protéger les fibres et transmettre les contraintes entre elles. Le comportement de la matrice polymère est viscoélastique ce qui signifie que ces propriétés mécaniques sont modifiées au cours du temps. Cela a des conséquences importantes sur la redistribution des contraintes dans le matériau et donc un impact sur la durée de vie de celui-ci. En imposant un chargement en torsion au matériau, la matrice est directement sollicitée. La comparaison des durées de vie des échantillons soumis au chargement en flexion pure et ceux soumis au chargement combiné flexion-torsion a montré que le niveau de chargement en torsion avait un impact important sur la durée de vie des échantillons fléchis.

L'étude de la courbure résiduelle des tubes composites d'une structure Gridshell prototype vieillie en conditions extérieures à l'Ecole des Ponts pendant 3 ans a permis également d'observer et mesurer le phénomène de fluage à l'échelle 1 dans les conditions réelles d'utilisation.

Ces essais ont motivé le développement d'un modèle micro-mécanique de la rupture différée des matériaux composites unidirectionnels soumis à un chargement permanent en traction (représentatif de la zone tendue des profils fléchis). Le modèle utilisé a initialement été développé par I. Beyerlein [1] et ses collègues. Le modèle est de type shear-lag bidimensionnel. Cela signifie que l'on considère que les fibres supportent seules le chargement imposé et la matrice ne travaille qu'en cisaillement pour transmettre les contraintes entre les fibres. Le matériau est vu comme un empilement infini (dans le

sens longitudinal et transversal) de fibres unidirectionnelles liées par une zone cohésive qui représente la matrice. Les fibres sont prises élastiques fragiles et le comportement de la matrice est considéré comme viscoélastique linéaire et est représenté par une loi en puissance. La première implémentation du modèle ne prend en compte que la rupture des fibres comme mode d'endommagement. Puis un développement du modèle permettant de prendre en compte la décohésion fibres-matrice a été réalisé.

A l'intérieur du milieu infini, une partie du matériau est discrétisée pour le calcul des contraintes et déformations. Seule cette partie discrétisée peut être endommagée. La discrétisation longitudinale des fibres permet de les découper en éléments et attribuer à chacun de ces éléments une résistance aléatoire suivant une loi de Weibull bimodale additive. Ceci permet de représenter les défauts présents dans les fibres. Puis un chargement en traction est appliqué à l'infini au matériau. Le processus d'endommagement se déroule de la manière suivante : application du chargement ; l'élément de fibre le plus faible dont la résistance est inférieure à la contrainte appliquée casse ; sa charge est redistribuée via le cisaillement de la matrice vers les fibres voisines intactes ; on calcule alors les champs de contraintes dans les fibres et le champs de déformation de cisaillement dans la matrice ; ceci permet de déterminer si un élément de fibre est surchargé par rapport à sa résistance ou si la déformation en cisaillement d'un élément de matrice dépasse la déformation de rupture de l'interface ; l'élément le plus surchargé par rapport à sa résistance casse : une rupture de fibre apparaît si cet élément est un élément de fibre ou une zone de décohésion apparaît si c'est un élément de matrice ; on recalcule alors les champs de contrainte et déformation en prenant en compte le nouvel élément rompu. Le processus itératif de rupture/calcul des champs se poursuit jusqu'à ce qu'il n'y ait plus d'éléments à casser, le temps peut alors avancer d'un pas. Ainsi ce modèle permet de suivre l'évolution de l'endommagement du matériau soumis à un chargement permanent au cours du temps.

Le modèle n'intégrant pas la décohésion a d'abord été utilisé pour comprendre les phénomènes de base de transmission de contraintes entre les fibres cassées et les fibres intactes. Ce phénomène se déroule de la manière suivante : lorsque le chargement est appliqué, une rupture de fibre apparaît. Cette fibre ne pouvant plus supporter le chargement qui lui est appliqué, celui-ci est redistribué sur les fibres intactes voisines. Cela provoque d'une part une concentration de contraintes sur les fibres voisines (avec un pic au niveau de la rupture de la fibre) et d'autre part, un pic de contrainte de cisaillement sur la matrice qui entoure la fibres cassée (c'est ce cisaillement qui permet la transmission de contraintes entre les fibres). Le pic de contrainte sur la fibre voisine peut à son tour provoquer une nouvelle rupture de fibre. Dans le temps, le profil de surcontrainte de la fibre voisine s'étale, sollicitant d'autres défauts sur la fibre intacte et provoquant une rupture de fibre décalée par rapport à la première.

Puis ce modèle est utilisé sur des cas plus complexes intégrant plusieurs fibres. L'endommagement est alors suivi dans le temps. On observe alors sur ces cas l'influence des propriétés de la matrice sur l'évolution de l'endommagement au cours du temps de l'échantillon. Il a été observé une différence de morphologie du cluster de rupture entre la rupture dans le cas élastique et dans le cadre de la rupture différée.

Le développement de ce modèle pour prendre en compte la décohésion a été largement motivé par les études expérimentales qui ont montré l'importance de la matrice dans la rupture différée des composites (notamment en torsion). L'objectif était alors de prendre en compte le comportement de la matrice de manière plus détaillée. De la même manière que dans le cas du modèle sans décohésion, une première étude est faite

sur les phénomènes élémentaires de transfert de charge lorsque la décohésion intervient. On observe alors que la décohésion modifie le schéma de transfert de charge le faisant tendre vers une redistribution globale des charges.

Ceci a des conséquences à court et long terme, comme on a pu l'observer sur des essais plus complexes à la fois sous chargement statique et permanent. Différents modes de ruptures ont pu être observés : fissuration longitudinale et rupture par formation de macro-cluster de ruptures de fibres. Puis l'influence de la rigidité en cisaillement de la matrice a été étudiée montrant la possibilité d'optimisation des propriétés des constituants du composite pour atteindre des durées de vie plus importantes. La dernière étude a porté sur l'influence de la torsion induisant un champ de cisaillement uniforme superposé avec le chargement en traction. Cette étude montre une modification de la durée de vie des échantillons soumis à ce chargement combiné, dépendant de la qualité de l'interface. La décohésion est un mécanisme qui peut permettre de préserver les fibres en diminuant les concentrations de contraintes sur les fibres intactes, mais avec une interface trop faible peut conduire également à une plus grande fragmentation du matériau.

Limites et perspectives

Le travail mené sur l'optimisation d'enveloppes de bâtiment propose une approche différente de celles trouvées dans la littérature. C'est une optimisation de la géométrie englobant un bâtiment entier, présentant de nombreux paramètres d'optimisation. Ce travail s'inscrit dans l'effort de démontrer le potentiel des énergies urbaines. Si l'on est amené à produire de plus en plus d'énergie à partir de la ressource solaire, deux possibilités sont envisageables : couvrir les espaces vides de panneaux capteurs, ce qui pose des problèmes de gestion du sol (concurrence avec l'agriculture par exemple) ou alors installer les panneaux là où l'énergie est consommée, c'est-à-dire en ville. Ceci souligne l'importance du débat sur le droit au Soleil. Comment les réglementations urbaines peuvent-elles prendre en compte l'émergence de l'utilisation des ressources renouvelables en ville ? Comment garantir la productivité des installations dans un milieu urbain dynamique, toujours en mutation ? D'autre part cela soulève également la question de la mutualisation des ressources. Une installation qui couvrirait plusieurs bâtiments permettrait, au delà des économies d'échelle, d'offrir une plus grande liberté géométrique mais pose des problèmes de gestion commune.

Les perspectives de ce travail sont nombreuses mais des limites à l'étude menée existent également. La première limitation résulte de la manière dont la géométrie des enveloppes est décrite dans SolarOptiForm. Cette description géométrique ne permet pas, pour l'instant, à des formes complètement aléatoires d'émerger du processus d'optimisation. Ceci peut constituer une contrainte majeure si l'on tente de définir des typologies solaires de bâtiments ou de situations. D'autre part, de nombreuses approximations ont été prises dans la description des panneaux capteurs. Leur énergie grise, les pertes dues aux réflexions, la modification du rendement en fonction de la température et de l'ensoleillement n'ont pas été prises en compte. Une description plus fine des capteurs serait nécessaire.

Pour aller au-delà des cas d'étude typiques présentés dans ce travail, il serait également intéressant de mener une étude dans un environnement réel, en prenant notamment en compte un contexte urbain plus réaliste. Des panneaux capteurs avec des propriétés réelles devraient également être décrits dans une telle étude. Il sera également

nécessaire d'introduire des panneaux transparents, véritables capteurs de la chaleur directe qui devra idéalement être prise en compte dans le bilan thermique du bâtiment réhabilité.

La réalisation des formes géométriques complexes résultat de ces optimisations a été envisagée sous forme de gridshells. Cependant il persiste, dans la présente version de SolarOptiForm, une incompatibilité géométrique entre les formes trouvées (anguleuses) et la solution structurelle envisagée (courbe). L'interfaçage entre les panneaux capteurs (plans pour la plupart des technologies disponibles actuellement) et la structure support, gridshell, est encore à étudier.

L'étude de la durabilité des matériaux composites soumis au chargement permanent a permis de mieux comprendre les phénomènes à long terme menant à la rupture différée des matériaux composites, et ce à l'échelle des fibres. Ces résultats devront maintenant être intégrés dans des modèles macroscopiques permettant d'étudier la durabilité des structures composites soumises à des chargements permanents. Des recherches sont actuellement menées dans ce sens au sein du Laboratoire Navier [8] et ce notamment dans le cadre d'un projet Eurocode pour une réglementation de l'utilisation de ces matériaux.

Enfin, au sein du laboratoire des travaux sont également menés sur l'optimisation mécanique des gridshells [2], [3], [9], [4], [5] afin de trouver le gridshell idéal pour une forme donnée, et afin de minimiser les contraintes dans les barres. Une mise en commun de ces efforts d'optimisation pourra conduire à des optimisations multi-critères de systèmes d'enveloppes pour la réhabilitation énergétique.

Bibliographie

- [1] I.J. Beyerlein, S.L. Phoenix, and Rishi Raj. Time evolution of stress redistribution around multiple fiber breaks in a composite with viscous and viscoelastic matrices. *International Journal of Solids and Structures*, 35 :3177–3211, 1998.
- [2] Lina Bouhaya. *Optimisation structurelle des gridshells*. PhD thesis, Université Paris-Est, 2010.
- [3] C. Douthe, O. Baverel, and J.-F. Caron. Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 47 :53–62, 2006.
- [4] C. Douthe, O. Baverel, and J.-F. Caron. Gridshell in composite materials : towards wide span shelters. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 48 :175–180, 2007.
- [5] C. Douthe, J.-F. Caron, and O. Baverel. Gridshell structures in glass fibre reinforced polymers. *Construction and Building Materials*, 24 :1580–1589, 2010.
- [6] M. Montemurro, P. Vannucci, and A. Vincenti. Bianca, a genetic algorithm for engineering optimisation - user guide. 2012.
- [7] M. Montemurro, A. Vincenti, and P. Vannucci. A two-level procedure for the global optimum design of composite modular structures - application to the design of an aircraft wing. *Journal of Optimization Theory and Applications*, 155 :24–53, 2012.

- [8] B. Nedjar. A time dependent model for unidirectional fibre-reinforced composites with viscoelastic matrices. *Internationa Journal of Solids and Structures*, 48 : 2333–2339, 2011.
- [9] Frédéric Tayeb. *Simulation et optimisation du déploiement de grilles : application à des enveloppes de bâtiment*. PhD thesis, Université Paris-Est, en cours.
- [10] A. Vincenti, M.R. Ahmadian, and P. Vannucci. Bianca : a genetic algorithm to solve hard combinatorial optimisation problems in engineering. *Journal of Global Optimisation*, 48 :399–421, 2010.

Annexe A

Analyse fonctionnelle de l'enveloppe d'un bâtiment

Sommaire

A.1 Conception	253
A.1.1 Réglementation	253
A.1.2 Économie	254
A.2 Construction	255
A.3 Exploitation	256
A.3.1 Mécanique	256
A.3.2 Isolation	256
A.3.3 Sécurité	257
A.3.4 Étanchéité	257
A.3.5 Qualité architecturale	257
A.3.6 Énergie	258
A.4 Maintenance	258
A.5 Fin de vie	258

Le présent chapitre est une tentative de résumer les différents aspects liés à la conception, construction, exploitation, maintenance et fin de vie des enveloppes de bâtiments. Pour cela une liste (non-exhaustive) de contraintes et fonctions auxquelles doit répondre une enveloppe de bâtiment est dressée ici. De nombreuses interactions entre différents domaines émergent montrant une nécessité d'une approche systémique de la conception d'enveloppes.

Cette analyse a été rédigée en collaboration avec Laëtitia Arantes, doctorante au CSTB et au laboratoire AECC.

A.1 Conception

A.1.1 Réglementation

La conception et le calcul d'une façade sont soumis à un certain nombre de réglementations. D'une part la conception et l'aspect de la façade sont soumis aux réglementations architecturales et urbanistiques qui vont des contraintes sur les limites géométriques de l'enveloppe jusqu'à parfois des règles sur le choix des couleurs (code couleur de la ville). Le document précisant l'ensemble de ces contraintes (en France) est le Plan Local d'Urbanisme (PLU). Il est établi pour un territoire englobant une commune ou une structure intercommunale (communauté d'agglomération ou communauté urbaine) et définit le découpage du territoire concerné en différentes zones :

- Zones urbaines " zones U " : ce sont " les secteurs déjà urbanisés et les secteurs où les équipements publics existants ou en cours de réalisation ont une capacité suffisante pour desservir les constructions à implanter "
- Zones à urbaniser " zones AU " : zones pouvant " être classées en zone à urbaniser les secteurs à caractère naturel de la commune destinés à être ouverts à l'urbanisation "
- Zones agricoles, dites " zones A " : il s'agit des " secteurs de la commune, équipés ou non, à protéger en raison du potentiel agronomique, biologique ou économique des terres agricoles "
- Zones naturelles et forestières, dites " zones N " : ce sont les " secteurs de la commune, équipés ou non, à protéger en raison soit de la qualité des sites, des milieux naturels, des paysages et de leur intérêt, notamment du point de vue esthétique, historique ou écologique, soit de l'existence d'une exploitation forestière, soit de leur caractère d'espaces naturels "

Les différents articles du PLU concernent :

Article 1 : Type d'occupation ou d'utilisation du sol interdites

Article 2 : Type d'occupation ou d'utilisation du sol soumises à des conditions particulières

Article 3 : Accès et voirie

Article 4 : Desserte par les réseaux (eaux, assainissement, électricité)

Article 5 : Caractéristique des terrains

Article 6 : Implantation des constructions par rapport aux voies et emprises publiques

Article 7 : Implantation des constructions par rapport aux limites séparatives

Article 8 : Implantation des constructions les unes par rapport aux autres sur une même propriété

Article 9 : Emprise au sol

Article 10 : Hauteur maximum des constructions

Article 11 : Aspect extérieur

Article 12 : Stationnement

Article 13 : Espace libre et plantations, espaces boisés classés

Article 14 : Coefficient d'occupation des sols ou COS.

L'appartenance du bâtiment concerné à une zone donnée définie par le PLU lui impose ces contraintes. De plus la zone peut être soumise à des servitudes supplémentaires liées à la protection du patrimoine ou de l'environnement. Le Plan de Sauvegarde et de Mise en Valeur (PSMV) peut notamment être annexé au PLU afin de réglementer l'apparence des bâtiments situés à proximité de sites historiques ou présentant un intérêt esthétique particulier (ce qui peut imposer entre autres l'apparence des couvertures, menuiseries et couleurs des matériaux). Le plan d'exposition au bruit définit, quant à lui, les zones susceptibles de subir des nuisances sonores liées au trafic aérien. La conception architecturale et la programmation dans ces zones devront tenir compte de cet aspect. Le Plan de Prévention des Risques (PPR) définit également un zonage du territoire lié aux risques naturels (inondations, séismes...) en trois types : constructible (zone blanche), constructible sous conditions (zone bleue) et inconstructible (zone rouge).

En plus des réglementations urbaines, la conception mécanique et technique de l'enveloppe du bâtiment est soumise aux codes de calculs (Eurocodes, Normes Françaises (NF), réglementation thermique, règles de sécurité incendie, ...) qui permettent le dimensionnement de la structure et déterminent la bonne mise en oeuvre des éléments de la façade.

Enfin le bâtiment qui prétend à une labellisation ou certification doit respecter les contraintes du label en termes de performances ou de démarche (HQE, BBC, Effinergie, ...).

A.1.2 Économie

Rares sont les projets où l'aspect financier ne rentrerait pas en jeu. Ainsi l'un des objectifs principaux d'une bonne conception de façade est de réaliser le meilleur compromis qualité-prix sur l'ensemble des opérations : calculs, matériaux, construction et aujourd'hui de plus en plus l'exploitation et la maintenance. En effet aujourd'hui une "bonne" façade n'est pas simplement la plus belle ou la moins chère mais aussi celle qui permettra à l'exploitant de réaliser des économies d'énergie à long terme.

Parmi les paramètres qui rentrent en jeu dans l'économie et même la faisabilité du projet sont la disponibilité des matériaux et du savoir-faire des techniques constructives envisagées. Ainsi dans la conception d'enveloppe il faut tenir compte des particularités locales, culture constructive et matériaux. Ce sont les prix des matériaux et de la main d'oeuvre qui déterminent les techniques constructives.

Lors de la conception de la façade, plusieurs alternatives doivent souvent être étudiées afin de déterminer la meilleure en termes de rapport qualité-prix. Pour cela on réalise une analyse économique des alternatives envisagées. Plusieurs étapes de cette analyse sont à mettre en place :

1. Détermination des objectifs à atteindre en termes de performances

2. Etablir une liste de solutions alternatives qui permettent d'atteindre ces objectifs
3. Calcul des coûts d'investissement associés
4. Calcul des coûts d'opération associés
5. En déduire le coût global par annuité
6. En déduire les coûts différentiels
7. Etablir un classement des solutions envisagées
8. Faire si cela est nécessaire une analyse Coût-Bénéfice

Dans le coût global on peut différencier plusieurs catégories :

1. Coût du capital
2. Amortissement
3. Coûts administratifs
4. Taxes
5. Coûts d'opération
6. Coûts de maintenance

La comparaison des différentes solutions portera sur les catégories 1,2,5 et 6 car les coûts administratifs et taxes seront indépendants de la solution. Au-delà de l'investissement nécessaire pour la construction d'une solution choisie, les coûts d'opération comprennent :

- Nettoyage
- Approvisionnement en eau et évacuation d'eaux usées
- Chauffage et refroidissement (coûts de l'énergie et d'électricité nécessaire pour la circulation d'air et d'eau)
- Électricité (ordinateurs et éclairage par exemple)
- Opération, maintenance et inspection
- Parking et zones plantées
- Divers articles regroupant : personnel de sécurité, services, assurance

A.2 Construction

Durant la phase de construction il faut tenter d'optimiser la mise en oeuvre. D'abord en termes de temps de montage. Pour cela une bonne communication entre les sous-traitants est essentielle. Elle l'est aussi afin de garantir une parfaite adéquation entre les différents composants. La qualité des assemblages, le respect des tolérances et des séquences de montage sont à considérer avec la plus grande attention. La prefabrication peut permettre d'améliorer la qualité des composants car le montage en usine permet une meilleure précision et le contrôle de la qualité des composants sortants. Comment réaliser une façade simple à monter afin de minimiser les erreurs sur le chantier est une question qui doit être posée en amont. L'attention portée à la qualité de la mise en oeuvre, notamment au traitement de l'étanchéité garantira les performances escomptées durant la phase de conception.

A.3 Exploitation

Durant la phase d'exploitation l'enveloppe de bâtiment doit répondre à une série d'exigences et de contraintes qui seront traitées sous six catégories : mécanique, isolation, sécurité, étanchéité, qualité architecturale, énergie. Ces différentes catégories sont évidemment interconnectées. L'objectif ici est de donner une idée claire des différentes contraintes agissant sur l'enveloppe.

A.3.1 Mécanique

Les fonctions structurelles de la façade peuvent être décomposées en deux catégories : la fonction porteuse et la fonction de contreventement. D'autre part l'enveloppe extérieure peut être soit structurelle et porter la charge des étages, soit elle ne supporte que son propre poids et transmet les charges à la structure principale.

Les charges appliquées à la structure sont liées à la qualité du sol, aux charges climatiques (vent, neige), à l'activité sismique et à des activités spécifiques auxquelles est destiné le bâtiment : activités industrielles, agricoles. Par ailleurs les charges hygrothermiques et mécaniques qui induisent des déformations relatives importantes entre la structure et les éléments de la façade doivent être pris en compte et des systèmes permettant l'ajustement doivent être intégrés.

A.3.2 Isolation

La façade sépare l'intérieur du bâtiment de l'extérieur créant un micro-climat à l'intérieur. Ce micro-climat doit être confortable entre autres thermiquement. Pour assurer une bonne température, l'espace intérieur est chauffé en hiver et refroidi en été par des systèmes actifs. D'autre part la chaleur dégagée par les occupants et les équipements rentre dans ce bilan thermique. Afin de maintenir une température intérieure agréable tout en limitant la consommation d'énergie par les systèmes actifs, l'enveloppe du bâtiment possède une fonction d'isolation thermique. L'isolation ralentit les transferts thermiques par conduction entre intérieur et extérieur. Elle permet également de bloquer les échanges par convection et rayonnement. Notamment l'un des rôles de l'enveloppe est de procurer une protection solaire, c'est-à-dire empêcher une part du rayonnement solaire de pénétrer à l'intérieur du bâtiment en été afin d'éviter la surchauffe. Cependant, l'enveloppe doit contenir suffisamment d'ouvertures pour assurer un bon éclairage naturel à l'intérieur. Le contrôle des reflets et de l'éblouissement permettent de rendre cet éclairage confortable.

En plus d'assurer le confort thermique, l'enveloppe doit assurer l'isolation phonique. Elle doit limiter la transmission du bruit entre intérieur et extérieur. L'isolation phonique peut également avoir un impact sur d'autres fonctions de l'enveloppe. Par exemple l'enveloppe doit permettre une bonne ventilation des locaux intérieurs. Plusieurs solutions sont envisageables : ventilation naturelle ou mécanique. Ouvrir les fenêtres pour aérer une pièce est une solution qui permet un contrôle manuel de la ventilation et l'économie d'un système de ventilation mécanique. Mais pour pouvoir ouvrir la fenêtre, les conditions acoustiques doivent le permettre. Lorsque le bâtiment se situe à proximité d'une source de bruit importante (trafic par exemple), une des solutions possibles est d'installer une double façade qui réduit le niveau de bruit tout en offrant la possibilité d'ouvrir les fenêtres pour l'aération.

A.3.3 Sécurité

Parmi les sources de risques potentiels on peut citer les incendies, les risques naturels et les risques induits par l'homme. Ces risques menacent les biens et les personnes. Bien que la protection des personnes soit primordiale, l'endommagement du bâtiment et la destruction de biens peut avoir de lourdes conséquences économiques (même globales).

En ce qui concerne la sécurité incendie, la propagation du feu doit être limitée, le désenfumage assuré et les temps d'évacuations respectés. Ces contraintes rentrent en ligne de compte dans la conception de la façade. Les réglementations concernant celles-ci sont différentes suivant la nature du bâtiment.

Les risques naturels comptent vents extrêmes, inondations, séismes. De la même manière, les réglementations ne donnent pas les mêmes exigences selon la destination du bâtiment. Un hôpital par exemple, devra fonctionner quoi qu'il arrive. Des bases de données statistiques sur les occurrences des différents événements de ce type existent. Elles permettent d'estimer les probabilités pour qu'un événement majeur arrive durant la durée de vie de la structure. Pondéré par l'importance du bâtiment cela permet de déterminer les charges maximales que le bâtiment devra supporter.

Par contre les études statistiques sur les guerres et actes terroristes n'existent pas. Ces événements sont a priori impossibles à prévoir. Ils comportent explosions, attaques chimiques, biologiques ou radioactives. Comment le bâtiment et plus particulièrement la façade peut-elle participer à la protection des personnes et des biens face à ces risques ? Et surtout pour quel niveau de chargement le bâtiment doit-il être conçu ?

Enfin il ne faut pas oublier que si l'on crée une barrière autour du bâtiment, l'enveloppe, c'est aussi pour y restreindre l'accès. La façade doit donc aussi être conçue pour résister effractions et indésirables.

A.3.4 Étanchéité

L'enveloppe doit résister à la pénétration d'eau à l'intérieure ainsi qu'à une infiltration excessive d'air. La condensation sur les parois intérieures doit être évitée.

Parallèlement l'enveloppe doit permettre d'assurer une bonne qualité de l'air intérieur :

- Assurer une bonne ventilation/renouvellement d'air
- Minimiser l'impact sur la santé des matériaux employés

Pour assurer un bon renouvellement de l'air des systèmes actifs peuvent être employés, ils permettent par exemple de contrôler à la fois la température et l'humidité de l'air intérieur, ce qui peut s'avérer indispensable pour certains usages des bâtiments (tel que musée ou locaux industriels). Dans d'autres cas des systèmes passifs (bouches d'aération, ouverture des fenêtres) suffisent.

Les matériaux de construction et les produits de traitements qui leur sont appliqués dégagent tout au long de leur utilisation des composés chimiques, parfois toxiques pour l'Homme et ayant des conséquences sur le milieu naturel. Cet impact à la fois sur la santé et sur l'environnement doit être pris en compte, quantifié et minimisé.

A.3.5 Qualité architecturale

La conception de la façade doit suivre le bon sens. L'architecture doit être fonctionnelle, ergonomique, confortable, esthétique. C'est la bonne conception du bâtiment qui permet d'assurer l'efficacité des tâches exécutées à l'intérieur. La conception de la façade

doit prendre en compte la qualité des vues entre intérieur et extérieur. Afin d'assurer la durabilité dans le temps de l'ouvrage, son architecture doit être flexible, adaptable pour suivre les évolutions futures des usages du bâtiment.

Le rôle de la façade dans cette adaptabilité est très important. Pour être durable le bâtiment doit être désirable. Pour cela la qualité esthétique de l'enveloppe ne doit pas être négligée. L'enveloppe constitue à la fois le lien et la barrière entre la ville et le bâtiment. Barrière car elle protège l'espace intérieur et y crée une ambiance particulière. Lien aussi car la façade a pour une des fonctions architecturales de créer une connexion avec le contexte. D'autre part l'enveloppe a un rôle de signal. C'est elle qui nous renseigne sur la nature du bâtiment : logements, bâtiment public, musée, bureaux...

A.3.6 Énergie

Du point de vue énergétique la façade du bâtiment constitue en même temps une source et un puits d'énergie. En effet c'est à travers la façade que se dissipe la chaleur produite à l'intérieur du bâtiment pour le chauffer. Mais en même temps c'est également la façade qui reçoit l'énergie de l'extérieur. Alors il s'agit de quantifier ce bilan et de faire en sorte qu'il soit positif. Pour cela la consommation d'énergie doit être réduite en travaillant sur l'isolation thermique et la protection solaire et en même temps la surface de l'enveloppe doit être utilisée pour récupérer l'énergie disponible à l'extérieur (lumière comprise), énergie convertie ensuite pour répondre par exemple aux besoins des occupants (mais les besoins peuvent être mutualisés à une échelle supérieure à celle du bâtiment).

A.4 Maintenance

D'une part, une bonne conception et surtout un bon choix de matériaux (leur qualité, état de surface) permettent de réduire la maintenance nécessaire et d'autre part la maintenance à effectuer doit être facilitée : l'accès aux éléments qui peuvent nécessiter le remplacement et le nettoyage doit être aisé.

La maintenance permet de maintenir les performances des différents composants à un niveau élevé. Le remplacement des éléments trop dégradés ou ne répondant plus aux nouvelles exigences doit être prévu et facilité.

A.5 Fin de vie

La réutilisation et le recyclage font parti des options de fin de vie des éléments de façade. Il est alors nécessaire de faciliter la séparation des différentes matières ou composants. Un design adéquat des composants pourra également faciliter la réutilisation.

Celle-ci est tout de même sujette à discussion : la durée de vie d'un bâtiment étant de l'ordre de 50 ans, les technologies utilisées aujourd'hui, ne seront-elles pas obsolètes à l'issue de cette période ? Ceci interroge la pertinence de la technicité des matériaux et composants employés aujourd'hui. D'autre part comment garantir les performances et la qualité de ces éléments au bout d'une période aussi longue ?

Annexe B

Synthèse bibliographique sur la durabilité des matériaux composite soumis à des chargements permanents

Sommaire

Introduction	260
B.1 Fluage des composites pultrudés	260
B.1.1 Généralités sur le comportement en fluage des composites . .	262
B.1.2 Facteurs aggravants	266
B.1.3 Revues bibliographiques sur les essais de fluage des pultrudés	281
B.2 Perte de résistance	288
B.2.1 Modes de rupture	288
B.2.2 Endommagement de la résine	288
B.2.3 Dégradation de l'interface fibres/matrice	291
B.3 Équivalence temps-température	292
B.4 Influence de facteurs environnementaux	294
B.4.1 Influence de l'humidité	294
B.4.2 Feu	299
B.4.3 Solutions alcalines	299
B.4.4 Température	300
B.4.5 Fatigue	301
B.4.6 UV	302
B.5 Données générales sur les matrices polymères	302
B.5.1 Définitions générales.	302
B.5.2 Comportements mécaniques des polymères solides.	304

Introduction

Une étude des lacunes et des sujets d'études prioritaires en termes de connaissances sur la durabilité des matériaux composites utilisés dans le génie civil a été réalisée en 2003 par une équipe de chercheurs tous experts dans différents domaines relatifs à ce sujet. Un article, intitulé " Durability gap analysis for fiber-Reinforced Polymer Composites in Civil Infrastructure " présente leurs conclusions [25]. Sept problématiques ont été identifiées : résistance à l'humidité et à l'eau, aux environnements alcalins, effets thermiques, comportement en fluage/relaxation, comportement en fatigue, résistance aux Ultra-Violets, comportement au feu. Le tableau ci-contre présente les différentes personnes qui ont travaillé sur ces sujets. L'article, suivant un système de points, classe les sujets à l'intérieur des 7 problématiques identifiées suivant leur importance et l'accessibilité des données. Ceci leur permet d'identifier les sujets qui demandent à être étudiés en priorité. Les tableaux qui suivent présentent ces priorités en ce qui concerne les effets de la température et en fluage et relaxation. Les différentes conclusions de cet article sont exposées et utilisées dans les différentes sous-parties de cette synthèse.

Moisture/ Solution	Dr. Donald Hunston (National Institute of Standards and Technology)—Chair Dr. Thomas Juska (Newport News) Prof. Vistasp Karbhari (University of California, San Diego) Prof. Roger Morgan (Texas A&M Univ.) Dr. Carol Williams (U.S. NSWC)
Alkaline environment	Prof. Braham Benmokrane (Univ. of Sherbrooke)—Chair Dr. Salem Faza (Marshall Industries Composites) Prof. Hota GangaRao (West Virginia Univ.) Prof. Vistasp Karbhari (Univ. of California, San Diego) Prof. Max Porter (Iowa State Univ.)
Thermal effects	Dr. Thomas Juska (Newport News)—Chair Prof. Leif Carlsson (Florida Atlantic Univ.) Dr. Piyush Dutta (U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory) Prof. Jack Weitzman (Univ. of Tennessee)
Creep/ Relaxation	Prof. Roger Morgan (Texas A&M Univ.)—Chair Dr. Colin Dunn (AMEES/Michigan State Univ.) Mr. Chris Edwards (Dow Chemical Co.)
Fatigue	Prof. Jack Lesko (Virginia Polytechnic Institute and State Univ.)—Chair Prof. Charles Bakis (Pennsylvania State Univ.) Dr. Clem Heil (Brandt Goldsworthy & Associates) Prof. Antonio Nanni (Univ. of Missouri-Rolla) Mr. Steven Phifer (Virginia Polytechnic Institute and State Univ.) Prof. Kenneth Reifsnider (Virginia Polytechnic Institute and State Univ.)
Ultraviolet exposure	Dr. Joannie Chin (National Institute of Standards and Technology)—Chair Dr. Jonathan Martin (National Institute of Standards and Technology) Dr. Tinh Nguyen (National Institute of Standards and Technology)
Fire	Dr. Usman Sorathia (NSWCCD)—Chair Dr. Richard Lyon (Federal Aviation Authority) Dr. Tom Ohlemiller (National Institute of Standards and Technology) Prof. Judy Riffle (Virginia Polytechnic Institute and State Univ.) Mr. Neil Schultz (VTEC)

B.1 Fluage des composites pultrudés

Les matériaux composites (à matrices métalliques, élastomères, polymères ou céramiques) offrent aux industriels et aux designers des possibilités nouvelles d'associer fonction, forme et matériaux, au sein de réalisations, de matériaux et de systèmes de plus en plus performants. Poids, anisotropie, plurifonctionnalité sont autant d'atouts de principe. Des processus nouveaux de conception, d'industrialisation et de fabrication permettent d'étendre les possibilités techniques, et de mieux satisfaire des besoins parfois contradictoires (poids, fonction ...) auxquels les matériaux homogènes classiques répondent difficilement.

Les applications de ce type de matériaux ne cessent d'augmenter dans tous les domaines. D'abord dans l'aéronautique et le naval et actuellement dans la construction et le génie civil. Ils permettent en effet d'augmenter la durée de vie de certaines structures grâce à leurs propriétés mécaniques et chimiques. On peut citer quelques exemples d'applications telles que la réhabilitation des poutres en béton (Ascione et al. 2008 [4]) ou des tubes en acier (Seica et Packer 2007 [53]) avec des plaques composites laminées

Application area	Elevated temperature conditions						Freeze/freeze-thaw conditions					
	Prolonged exposure at elevated temperature		Thermal cycling		Thermal gradients		Prolonged exposure		Thermal cycling		Thermal gradients	
	A ^a	B ^b	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B
<i>Internal reinforcement</i>												
Rebar	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
<i>External reinforcement</i>												
Beams	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
Slabs	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
Columns	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
<i>Seismic retrofit</i>												
Columns, piers	6	6	6	6	6	6	2	4	2	4	4	8
Walls	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
<i>Deck systems</i>												
Conventional beams/girders	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
Integral girders	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10
<i>Structural elements</i>												
Panels, profiles	6	6	6	6	6	6	2	6	2	6	6	10

Note: A ranking of 1 indicates a low level of criticality, whereas a ranking of 10 represents a high level of criticality.

^aA: Effects at the fiber-reinforced polymers composite level.

^bB: Effects at the interface/bond/adhesive level.

FIG. B.0.1 – *Priorités dans le domaine des effets de la température [25]*

Application area	Importance of data			Availability of data			Overall		
	A ^a	B ^b	C ^c	A	B	C	A	B	C
<i>Internal reinforcement</i>									
Rebar	5	—	—	3	—	—	8	—	—
<i>External reinforcement</i>									
Beams	5	5	3	3	3	3	8	8	6
Slabs	5	5	3	3	3	3	8	8	6
Columns	5	5	—	3	3	—	8	8	—
<i>Seismic retrofit</i>									
Columns, piers	3	3	—	3	3	—	6	6	—
Walls	3	3	—	3	3	—	6	6	—
<i>Deck systems</i>									
Conventional beams/girders	5	5	5	3	3	3	8	8	8
Integral girders	5	5	5	3	3	3	8	8	8
<i>Structural elements</i>									
Panels, profiles	3	3	—	3	3	—	6	6	—

Note: A ranking of 1 indicates a low level of criticality, whereas a ranking of 10 represents a high level of criticality.

^aA: Effects at the fiber-reinforced polymers composite level.

^bB: Effects at the interface/bond/adhesive level.

^cC: Effects at the substrate level.

FIG. B.0.2 – *Priorités dans le domaine du fluage et de la relaxation [25]*

pultrudées, le renforcement du béton par des joncs pultrudés (Tavares et al. 2002 [56], Al-Salloum et Almusallam 2007 [2]) et la construction de palplanches en profilés pultrudés (Shao 2006 [54]). Ils enrichissent aussi les possibilités de conception en permettant d'alléger des structures et de réaliser des formes complexes, aptes à remplir plusieurs fonctions (Douthe et al. 2006 [15], Caron et al 2009 [16], Wu et al. 2009 [60]). Dans chacune des applications, ces performances remarquables sont à l'origine de solutions technologiques innovantes.

Cependant, la compétition reste rude entre les solutions composites et les matériaux classiques, disposant d'une avance considérable en termes d'expérience et d'investissement chez les producteurs et les utilisateurs. Pour faire valoir les atouts de ces matériaux innovants dans de nombreux domaines et permettre une utilisation optimisée, la connaissance de la durabilité des pièces de structure composites est essentielle. Plus particulièrement, l'étude de leur comportement en fluage devient primordiale lorsqu'elles

sont soumises à des conditions de sollicitations diverses (contrainte, température, humidité,...).

C'est dans ce cadre que s'articule cette étude du comportement en fluage des composites à base de fibres longues de verre et matrice polymère. L'importance des matériaux composites à fibres de verre n'a cessé de croître ces dernières années. Ils sont de plus en plus utilisés en tant que matériau de construction en génie civil. C'est surtout l'introduction de la pultrusion comme moyen de fabrication industriel qui a permis de produire de grandes quantités de matériaux composites à fibre de verre, offrant ainsi à des prix compétitifs les avantages liés à ces derniers, à savoir le bon rapport résistance-poids ou la résistance à la corrosion.

B.1.1 Généralités sur le comportement en fluage des composites

On appelle fluage, l'augmentation de la déformation au cours du temps, $\varepsilon(t)$ d'un matériau soumis à une contrainte σ_0 maintenue constante. Dans ce type d'essais, on peut déterminer la complaisance de fluage définie par le rapport de la déformation sur la contrainte imposée B.1.1 :

$$D(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} \quad (\text{B.1.1})$$

Cette déformation $\varepsilon(t)$ peut se décomposer en plusieurs parties distinctes :

- une déformation instantanée ε_0 qui se produit dès l'application de la contrainte σ_0 au temps t_0 . Cette déformation fait intervenir une composante élastique ε_e , et dans certains cas, une composante plastique ε_p , (selon le niveau de contrainte considéré). On peut ainsi écrire :

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{el} + \varepsilon_p$$

- une déformation dite "différée" ou déformation de fluage, $\varepsilon_f(t)$, constituée d'une composante viscoélastique (linéaire ou non) également appelée anélastique $\varepsilon_{ve}(t)$, et selon les conditions de sollicitation, d'une composante viscoplastique $\varepsilon_{vp}(t)$

$$\varepsilon_f(t) = \varepsilon_{ve}(t) + \varepsilon_{vp}(t)$$

Si l'on supprime instantanément la contrainte, la recouvrance de la déformation peut se décomposer de la manière suivante :

- Recouvrance instantanée de la déformation élastique ε_e
- Recouvrance différée, au cours du temps, de la déformation viscoélastique ε_{ve} . Le temps nécessaire à cette recouvrance est en général supérieur au temps de fluage et dépend des conditions d'essais.
- La déformation permanente observée en fin d'essai résulte de la déformation plastique apparue à la mise en charge ε_p et de la déformation viscoplastique accumulée durant le fluage $\varepsilon_{vp}(t)$ et/ou due à l'apparition et à la croissance d'endommagement au sein du matériau.

L'observation détaillée des courbes de fluage $\varepsilon(t)$, c'est-à-dire $\varepsilon(t) - \varepsilon_0$, des composites à matrice polymère renforcée de fibres longues permet pour certaines conditions de sollicitation, de distinguer trois zones, comme dans le cas des matériaux métalliques (figure B.1.2) :

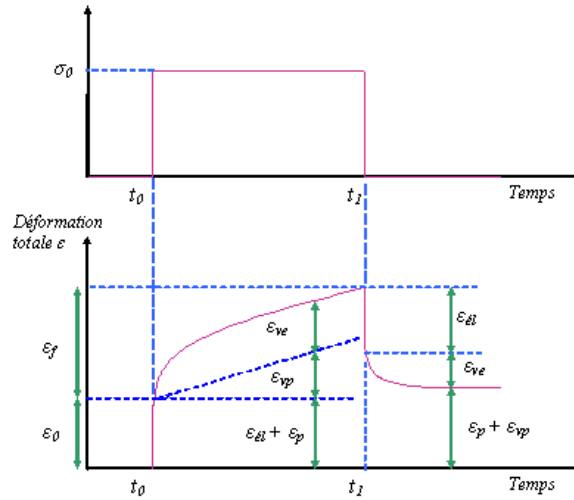


FIG. B.1.1 – Courbe de fluage - recouvrance d'un matériau polymère

- Zone I : zone de fluage primaire, retardé ou transitoire. Cette zone s'étend sur un intervalle de temps d'autant plus réduit que les conditions de sollicitation sont sévères. C'est une phase d'accommodation de la contrainte. Elle correspond à une réorganisation du matériau (alignement des fibres, orientation de la structure moléculaire de la matrice) suite à l'application de la charge. Lors d'essai à haut niveau de sollicitation hygrothermo-mécanique cette première zone devient minime voir inexistante.
- Zone II : zone de fluage secondaire ou stationnaire : cette zone très étendue, est caractérisée par une vitesse de fluage constante et minimale. C'est une phase de stabilité. La vitesse de fluage est une grandeur thermomécaniquement activée qui peut être reliée à la contrainte appliquée et à la température. Le fluage, l'endommagement et la rupture en fluage sont contrôlés par les mécanismes qui se produisent dans cette zone. La vitesse de fluage minimale est donc une grandeur caractéristique qui peut, dans certains cas, être reliée au temps critique : temps critique à rupture ou temps de passage zone II - zone III
- Zone III : zone de fluage tertiaire ou accéléré : c'est une phase d'endommagement. On observe une augmentation brutale et continue de la vitesse de fluage à partir du temps critique défini ci-dessus, qui correspond à la structure finale du matériau.

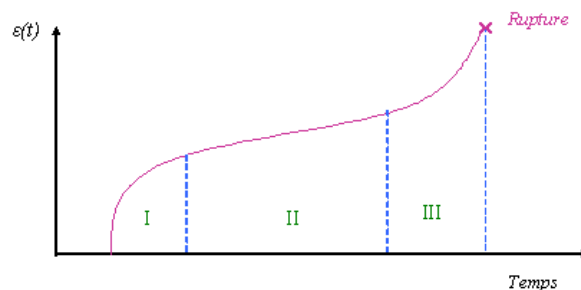


FIG. B.1.2 – Courbe de fluage - recouvrance d'un matériau polymère

De nombreux paramètres expérimentaux ont une forte influence sur le fluage des

matériaux composites à matrice organique. Ils peuvent être classés de la manière suivante :

- Les constituants du composite (fibre, matrice, interface).
- La configuration ou l'architecture de l'échantillon : orientation des fibres par rapport à l'axe de la sollicitation mécanique, séquence d'empilement.
- Les conditions de sollicitation : contraintes appliquées, température, humidité.

Il a été établi que la résistance des fibres de verre et des fibres aramides baisse à cause de dégradations chimiques en fluage alors que la résistance des fibres de carbone reste quasiment inchangée. Le comportement en fluage des matériaux composites est d'avantage contrôlé par le comportement de la résine que celui des fibres, par conséquent une résine mal réticulée ou qui aurait absorbé de l'eau sera plus susceptible de fluer [25]. Les auteurs recommandés par [25] sont : Chiao et Moore (1971), Chiao et al. (1972), Moore et al. (1974), Bentur et al. (1985), Morgan et O'Neil (1978), Bradley et al. (1998), Liao et al. (1998), Scott et al. (1995). Le fluage à long terme a été étudié par Ohno et al. (1999) [39]. Dans leur étude les auteurs présentent leur modèle de prédiction de la durée de vie en fluage d'un composite SiC/matrice métallique unidirectionnel. Ce modèle prend en compte non seulement la relaxation de la matrice viscoélastique mais aussi la relaxation des contraintes autour des fibres cassées. En effet ils utilisent une distribution statistique selon la loi de Weibull de la résistance initiale des fibres pour modéliser leur rupture dans le temps. La relaxation de contrainte se traduit par une augmentation de la longueur de transfert de contrainte entre la matrice et les fibres. Puis les auteurs ont utilisé le modèle de Curtin (global load sharing). Ils ont montré qu'à court terme c'est la relaxation de la matrice qui prédomine puis, à long terme c'est la relaxation autour des fibres cassées qui devient prédominante. Ceci est illustré par le graphique suivant fig. B.1.3.

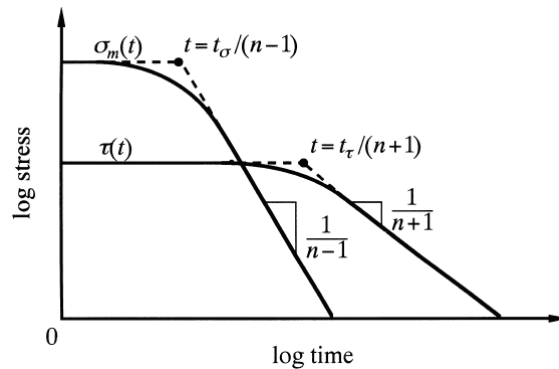


FIG. B.1.3 – *Relaxation à deux échelles de temps [39]*

Les deux modèles (court et long terme) sont construits et comparés d'abord aux résultats de simulations numériques de Du et McMeeking puis à des résultats expérimentaux fig.B.1.4 puis fig.B.1.5.

Des divergences sont observées entre les modèles et les résultats expérimentaux, elles sont probablement dues à l'oxydation des fibres aux bords de l'échantillon non prise en compte dans le modèle. Mais il manque surtout des données expérimentales à long terme pour pouvoir valider le modèle. D'autre part dans ce modèle le comportement viscoélastique de la matrice est modélisé par une loi de puissance et la valeur finale de la contrainte dans la matrice est prise égale à 0 à long terme. Ceci n'est pas le cas

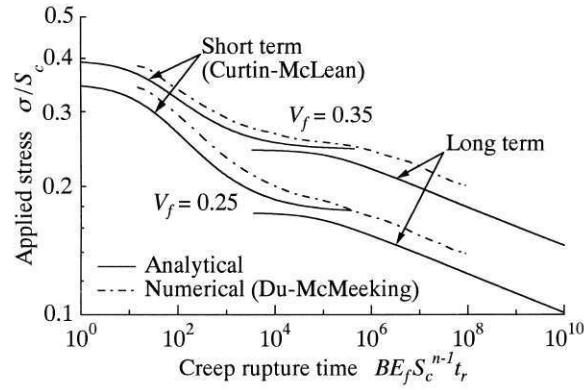


FIG. B.1.4 – Relation entre la contrainte appliquée et le temps de rupture en fluage. Comparaison entre le modèle construit par Ohno et al. et les résultats numériques de Du et McMeeking [39]

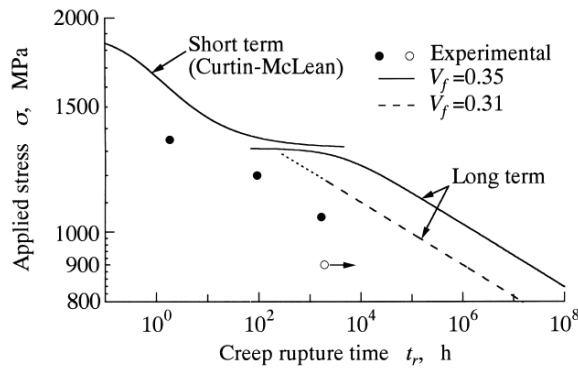


FIG. B.1.5 – La durée de vie en fluage. Comparaison entre les modèles à court et long termes et les résultats expérimentaux [39]

notamment pour les matrices thermodurcissables, réticulées où une contrainte résiduelle persiste.

D'autres tentatives de modéliser le phénomène de fluage dans les matériaux composites ont été faites. Par exemple Guedes et al. en 2000 ([19]) ont proposé un programme, appelé LAMFLU qui intègre et complète les idées de la théorie de Schapery et permet de prévoir le fluage, la relaxation et d'autres comportements en déformation ou contrainte dépendants de la vitesse dans le cas d'un chargement dans le plan ou en flexion des composites stratifiés. Le modèle ainsi construit est validé d'abord dans le cas de la température ambiante puis des tests sont effectués à des températures plus élevées (75°C) et des niveaux d'humidité relative différents.

Les figures suivantes B.1.6 montrent l'adéquation du modèle dans le cadre d'un cycle de fluage-recouvrement d'un composite stratifié verre/epoxy (PV 245). On voit sur cette figure une très bonne adéquation entre les résultats théoriques et expérimentaux.

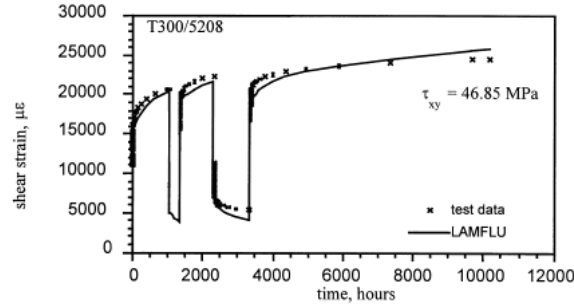


FIG. B.1.6 – *Comparaison des résultats expérimentaux et prédits par le logiciel LAMFLU dans le cas d'un stratifié soumis à un cycle de fluage recouvrement à température ambiante [19]*

B.1.2 Facteurs aggravants

Influence des constituants

Fibres de renforts. Pour les renforts, on se place dans le cas de fibres longues continues et orientées parallèlement les unes aux autres. Les fibres les plus utilisées dans des applications hautes performances sont de type : carbone, verre, aramide. Ce sont des matériaux ne présentant pas de domaine plastique. Leur comportement est pratiquement élastique linéaire jusqu'à la rupture.

Il a été bien établi que les fibres aramides et de verre avaient un niveau plus élevé de susceptibilité à la rupture par fluage à des niveaux de contrainte plus bas que les fibres de carbone montrant peu ou pas de dégradation de leur résistance. On retrouve dans la littérature un tableau comparatif des trois fibres (Karbhari et al. [25]).

Fiber type	10% Failure probability stress rupture level after 75 years (%)	Spread in median time to fail in decades
Carbon	75	6
Aramid	60	3
Glass	50	2.5

FIG. B.1.7 – *Niveau de contrainte de rupture de la fibre pour 10% de probabilité de rupture après 75 ans en contrainte continue aux conditions ambiantes (Karbhari et al. 2003 [25])*

Les fibres de renfort, quelque soit leur nature, présentent des défauts, faiblesses potentielles conduisant à la rupture instantanée ou différée. Afin de décrire la résistance des fibres, des loi statistiques sont employées. On s'intéresse dans cette partie aux différentes description stochastiques de la résistance des fibres de verre et de carbone employées dans la littérature. Cette revue bibliographique est effectuée dans le but d'employer les résultats trouvés dans la littérature dans la construction du modèle de rupture différée des matériaux composites unidirectionnels présenté dans les chapitre "Modélisation de la rupture différée sans décohésion" et "Modélisation de la rupture différée avec décohésion".

Les fibres de carbone et les fibres de verre sont celles qui nous intéressent dans ces travaux. Dans le modèle de rupture différée de matériaux composites unidirectionnels proposé, les fibres sont représentées comme un milieu unidirectionnel. Chaque fibre est ensuite discrétisée en un certain nombre d'éléments petits devant la longueur caractéristique de transfert de contrainte. A l'initialisation du programme, on attribue à chaque élément une résistance. Il s'agit donc de comprendre selon quel processus peut on attribuer cette résistance aux éléments. Pour décrire la résistance des fibres (carbone ou verre) la distribution de probabilité de Weibull est souvent utilisée. En effet cette loi de distribution des résistances est utilisable si trois conditions sont réunies [45] : les défauts sont indépendants les uns des autres, c'est-à-dire qu'ils n'interagissent pas ; le matériau obéit à l'hypothèse du maillon faible, c'est-à-dire que la rupture du maillon faible provoque la rupture de toute la structure ; on peut définir une densité de défaut critique et la résistance est uniquement liée à la taille critique de défaut (souvent au travers de la loi de Griffith). Cependant plusieurs études ont été faites montrant les limites d'application de la loi de Weibull. Par exemple Todinov en 2009 [58] établit clairement les conditions nécessaires et suffisantes d'application de la loi de Weibull :

- Les défauts sont indépendants les uns des autres (il n'y a pas de cluster de défauts où un défaut pourrait se trouver dans la zone de surcontrainte d'un autre défaut)
- La distribution spatiale des défauts suit un processus de Poisson homogène
- La probabilité qu'un défaut soit critique pour une contrainte donnée est une fonction puissance de la contrainte appliquée ou peut être approximée correctement par une telle fonction
- Pour un nombre de défauts élevé dans le volume testé, souvent les contraintes de rupture enregistrées se situent dans la queue basse de probabilité qu'un défaut soit critique, dans cette région cette probabilité peut souvent être approximée par une loi puissance. Pour cette raison la loi de Weibull permet dans de nombreux cas de représenter correctement les probabilités de rupture
- Lorsque la probabilité de rupture est liée à la taille de défaut, la loi de Weibull décrit correctement la probabilité de rupture jusqu'au niveau de contrainte appliqué correspondant à la taille minimale de défaut Pour rappel la loi de Weibull s'écrit :

$$P_f(\sigma) = 1 - \exp\left(-\frac{l}{l_0}\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right) \quad (\text{B.1.2})$$

Où P_f est la probabilité de rupture pour une contrainte appliquée égale à σ ; l est la longueur de l'échantillon considéré ; l_0 est la longueur de référence ; m est le module (ou le paramètre de forme) de la loi de Weibull et σ_0 est le paramètre d'échelle. Cet article ([58]) montre notamment certains cas où la loi de Weibull ne s'applique pas :

- Défauts identiques
- Deux familles de défauts chacune contenant des défauts identiques
- Lorsque la contrainte appliquée dépasse un seuil où aucun nouveau défaut critique n'apparaît avec l'augmentation de la contrainte appliquée

Une loi de probabilité plus générale a été proposée qui ne fait pas d'hypothèses sur le type de défauts et le processus physique de rupture, son écriture générale est :

$$P_f(\sigma) = 1 - \exp(-\lambda_{mean} V F_c(\sigma))$$

Cette loi peut être appliquée lorsqu'il s'agit de défauts indépendants, aléatoirement distribués dans le volume suivant un processus de Poisson de densité moyenne λ_{mean} et dont la résistance suit la loi $F_c(\sigma)$.

Pour déterminer les caractéristiques de la loi de probabilité choisie, des essais sont réalisés. Il s'agit souvent d'essais sur filaments en traction. Chaque filament est constitué de plusieurs centaines voire milliers de fibres individuelles. Alternativement des essais de multifragmentation sur un monofilament peuvent être employés.

La résistance des fibres est liée à la distribution de défauts à la surface ou dans le volume de celles-ci. Ces défauts peuvent être présent dès la fabrication des fibres ou peuvent être introduits par la suite lors de la manipulation des fibres (frottements des fibres les unes contre les autres, actions d'agents extérieurs : humidité, température, chocs etc.). Lorsqu'on sollicite une fibre en traction, elle cassera à l'endroit où le défaut critique est présent. Ces défauts sont distribués sur toute la longueur de la fibre. Plus la fibre est longue ou de diamètre important, plus il a de chances pour qu'un défaut critique soit présent dans le volume testé. Par conséquent la résistance d'une fibre longue sera plus faible que celle d'une fibre plus courte. C'est ce qu'on appelle l'effet d'échelle.

Il a été démontré sur des essais expérimentaux sur les fibres que les défauts présents (qu'il s'agisse de fibres de verre, de carbone, SiC, etc...) se distinguent très souvent en deux (voir trois) populations. Dans ces cas-là le choix d'une loi de distribution unimodale est inapproprié. C'est notamment ce qui a été démontré sur des fibres SiC dans l'article de Lissart et Lamon [30]. Pour prendre en compte deux populations de défauts, plusieurs approches ont été proposées :

- populations concurrentes de défauts de surface et défauts de volume, qui peut se traduire pour une loi de Weibull bimodale multiplicative :

$$P_f(\sigma) = 1 - \exp \left(- S_E \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0S}} \right)^{m_S} - V_E \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0V}} \right)^{m_V} \right)$$

- deux populations partiellement concurrentes de défauts intrinsèques présents dans tout volume de fibres et de défauts extrinsèques présents dans certains volumes seulement. Cette description se traduit pour une loi de Weibull bimodale additive :

$$P_f(\sigma) = 1 - (1 - q) \exp \left(- V_{E1} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{01}} \right)^{m_1} \right) - q \exp \left(- V_{E2} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{02}} \right)^{m_2} \right) \quad (\text{B.1.3})$$

Des essais ont été réalisés pour différentes tailles de jauge dans cet article. Cette étude a révélé d'une part que la deuxième approche était la plus appropriée et que d'autre part les paramètres de la loi m_i et σ_{0i} sont indépendants par rapport à la taille de jauge. Disposant de ces modèles de distribution des résistances et des résultats expérimentaux réalisés sur des fibres relativement longues (entre 1 – 10²mm) qui permettent d'identifier les paramètres des modèles, comment peut-on attribuer la résistance aux éléments très courts utilisés dans notre modèle décrivant la rupture différée des composites ?

Fibres de carbone

Lois unimodales. Thomas et al. en 2011 [57] ont présenté leurs études de l'application des matériaux composites à fibres de carbone et matrice thermoplastique dans le cadre du stockage d'hydrogène sous hautes pressions. Plusieurs aspects ont été étudié : propriétés initiales des matériaux, modes d'endommagement de la structures et paramètres d'influence dans le mode de fabrication. Les fibres de carbone utilisées sont des fibres T 700 (Toray Industries). Des essais sur mèches de filaments secs ont été effectués sous chargement en traction uniaxiale longitudinale. L'endommagement des fibres est suivi par émission acoustique. Ces essais ont permis d'établir les caractéristiques suivantes (B.1.1) de la distribution des résistances de ces fibres :

S. Blassiau a mené un travail similaire durant son travail de thèse [8]. Les essais menés sur ces mêmes fibres donnent les caractéristiques suivantes B.1.2 :

σ_0 (MPa)	m	l_0
4097	24.82	Non spécifié

TAB. B.1.1 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de carbone par [57]

σ_0 (MPa)	m	l_0 (mm)
4205	5.62	25

TAB. B.1.2 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de carbone par [8]

Lois bimodales Pour les fibres de carbone, les défauts sont sous forme de pores en forme de fente. D'autre part on peut différencier la structure de peau et la structure dans le volume de la fibre. Dans leur article de 2001, Peterlik et al. [45] ont comparé plusieurs lois bimodales de distribution stochastique des résistances des fibres. Leur étude expérimentale des fibres de carbone (HTA 7 Toray Industries) a montré la bimodalité de la distribution des résistances de ces fibres. D'autre part leurs conclusions portent sur les différents modèles bimodaux comparés. Premièrement dans les cas pratiques d'utilisation, la loi de Weibull unimodale et la loi bimodale multiplicative sont équivalentes. La distribution par la loi Gamma donne des résultats intéressants mais cette loi est difficile d'utilisation (la difficulté réside dans la détermination des paramètres liés aux petits défauts). La loi de Weibull bimodale additive est finalement un bon compromis dans sa description des résistances des fibres et dans sa complexité.

Loidl et al. 2007 [31] ont mené des essais de traction sur filaments de fibres associés à une étude de la structure des fibres utilisant le rayonnement X dans le synchrotron de Grenoble. L'évolution de la structure et de la distribution des résistances en fonction de la température de post-traitement a été investiguée. Cette étude a montré que la résistance des fibres de carbone devait être décrite par une loi de Weibull bimodale. Selon les auteurs le premier mode est attribué aux défauts intrinsèques et le deuxième - aux défauts extrinsèques. Ils ont également montré que la distribution des résistances était d'avantage liée à la structure de la fibre : alignement des cristallites et leur liaison qu'à la distribution et la taille des pores présents dans les fibres ou la taille des cristallites. Le paramètre q (variant entre 0 et 1) introduit dans cet article, traduit le caractère bimodal de la loi de distribution de Weibull. Il a été montré que la bimodalité (la valeur de q) augmentait avec la température et avec la taille de jauge de la fibre testée. Ceci s'explique par le fait que plus la longueur est importante, plus il y a de chances de rencontrer les défauts " extrinsèques ". Ces défauts extrinsèques sont la traduction de la microstructure des fibres : taille, alignement et liaison des cristallites dans la surface et le volume des fibres. Lorsque la température augmente, cette structure est modifiée : les cristallites de la surface grandissent et s'orientent dans le sens de la fibre. En conséquence la bimodalité de la probabilité de distribution augmente avec la température. La loi bimodale proposée dans cet article s'écrit comme suit :

$$P_f(\sigma) = 1 - (1 - q) \exp \left(- \frac{l}{l_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{01}} \right)^{m_1} \right) - q \exp \left(- \frac{l}{l_0} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{02}} \right)^{m_2} \right)$$

C'est une loi de Weibull bimodale additive. Avec les paramètres suivants (tableau B.1.3) identifiés pour les fibres non traitées thermiquement : Les essais ont été réalisés pour une longueur de jauge de 200mm.

E_f (GPa)	r_f (μm)	σ_{01} (GPa)	m_1	σ_{02}	m_{02}	q
206 [41]	3.5 [41]	2.84 $\pm$ 0.03	6.3 $\pm$ 0.1	1.50 $\pm$ 0.23	4.1 $\pm$ 0.6	0.15 $\pm$ 0.05

TAB. B.1.3 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de carbone par [31]

Fibres de verre

Les fibres de verre, comme les fibres de carbone possèdent des défauts en surface mais aussi en volume. D'autre part il faut également prendre en compte le fait que les fibres de verre soient sujettes à la corrosion sous contrainte [48, 49]. Cela signifie que lorsqu'on applique un chargement à la fibre, les fissures présentes sur la surface des fibres peuvent se propager. Ceci ne mène pas nécessairement à la rupture de la fibre mais diminue sa résistance. Ce phénomène se produit par réaction chimique (entre le verre et l'eau) en pointe de fissure. Pour simplifier l'étude, ce phénomène n'a pas été pris en compte dans le modèle mais il est possible de l'introduire si nécessaire.

Lois unimodales

La loi la plus utilisée pour représenter la probabilité de rupture des fibres est la loi de Weibull unimodale donnée par l'expression B.1.2. Cette loi a été utilisée pour interpréter de nombreux résultats expérimentaux. Par exemple Foray et al. 2011 [17] ont présenté leur étude comparative de plusieurs types de fibres de verre AR commerciales (HD, HP et HM). Essais sur fils (>1000 filaments) en traction ont été menés en parallèle d'une étude par AFM (Microscopie à Force Atomique) de la surface des fibres. Le lien peut être établi, grâce à ce type d'étude, entre le type de défauts présents à la surface des fibres et leur distribution des résistances.

R'Mili et al. [48, 49] ont étudié la fatigue statique des fibre de verre E : une mèche (2000 filaments) de fibres, imprégnée d'eau est soumise à une déformation permanente et l'évolution de la rupture des fibres est étudiée. Un essai préalable à chargement monotone leur a permis d'établir la distribution (initiale) des résistances des fibres. Ces résultats peuvent être résumés dans le tableau suivant, en travaillant non pas avec une longueur de référence mais un volume de référence v_0 .

E_f (GPa)	r_f (μm)	σ_0 (MPa)	m	v_0 (m^3)
72	7 $\pm$ 1	2.7	4.0	1

TAB. B.1.4 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de verre par [48]

D'autre part leur étude a permis de déterminer les paramètres de la propagation sous-critique des fissures et la distribution des durées de vie qui en découle.

L'influence de l'ensimage sur la résistance des fibres a été étudiée par Zhao et al. [61]. Des fibres de verre E ont été testées avec 5 ensimages différents. Les résultats ont été représentés par une loi de distribution des résistances de type Weibull. Les résultats sont regroupés dans le tableau suivant :

Des recherches ont également été menées sur le meilleur choix de modèle pour représenter la distribution stochastique des résistances des fibres de verre. Pour en citer quelques-unes, Paramonov et al. présentent dans leur article de 2007 [40] une comparaison de différents types de modèles et introduisent également de nouveaux modèles (en plus de la traditionnelle loi de Weibull). Leurs observations expérimentales [3] indiquent

Ensiimage	r_f (μm)	m	σ_0 (GPa)	l_0 (mm)
Solution aqueuse	7.5	2.54	2.43	24
Epoxy-silane	7.5	2.40	2.05	24
Methacryl-silane	7.5	2.59	3.78	24
Mélange industriel	7.5	4.83	4.96	24
Urethane	7.5	6.47	4.21	24

TAB. B.1.5 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de verre et différents ensimages par [61]

que l'effet d'échelle dans la représentation des résistances des fibres de verre ne peut être correctement représentée par une loi de Weibull à deux paramètres présentée par l'équation donnée plus haut. Il faut prendre en compte la variation du facteur de forme avec la longueur des fibres. On peut le faire en modifiant la loi de Weibull de la manière qui suit :

$$P_f(\sigma) = 1 - \exp \left(- \left(\frac{l}{l_0} \right)^\gamma \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \right)$$

L'étude comparative des différents modèles présentée dans l'article [40] indique que cette deuxième loi permet de représenter correctement la distribution des résistances des fibres de verre. Les valeurs suivantes ont été identifiées dans l'article [3] :

E_f (GPa)	r_f (μm)	m	σ_0 (MPa)	γ	l_0 (mm)
74	11.5	6.68	3120	0.82	1

TAB. B.1.6 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de verre par [3]

Cette loi est un pas vers la prise en compte de la bimodalité de la distribution des résistances.

Lois multimodales

Les fibres de verre contiennent des défauts de surface plus ou moins sévères et également des défauts dans le volume. Il a été démontré [51, 64] que ces différentes familles de défauts deviennent prépondérantes pour différentes tailles de jauge. Trois familles de défauts ont été identifiées par Schmitz et Metcalfe 1961 [51] :

- Défauts de surface sévères qui proviennent de la fabrication et de la manipulation, ils contrôlent la résistance de la fibre pour des niveaux de contrainte inférieurs à environ 3.3MPa. Ces défauts sont distants en moyenne de 2 cm.
- Défauts de surface modérés qui contrôlent la résistance des fibres pour des contraintes entre 4.1-4.8MPa et 3.3MPa. Ils sont distants en moyenne de 10^{-2} cm. Il s'agit probablement d'irrégularités de surface. Il n'a pas été déterminé si ces irrégularités sont présentes dès la fabrication, apparaissent sous l'action de la corrosion ou lors de la corrosion sous contrainte.
- Défaut de structure interne du verre provoquant une concentration de contrainte localement. Leur espacement est de l'ordre de 10^{-3} - 10^{-4} cm. Ils contrôlent la résistance au-delà de 4.1-4.8MPa.

On voit à travers cette étude que la résistance d'un échantillon sera contrôlée par différents types de défauts en fonction de la taille de celui-ci. Par exemple les grandes rayures

présentes à la surface des fibres dues à la manipulation de celles-ci sont rares en termes de répartition sur la longueur de celle-ci. Lorsque la longueur de jauge est importante, de telle sorte à ce que ces défauts soient présents en nombre suffisant, ils deviennent les défauts critiques pour cette longueur de jauge. A l'inverse, lorsque la longueur de jauge est plus petite, ces grandes rayures sont rares et des défauts plus petits apparaissent comme prépondérants. Dans les longueurs intermédiaires, la rupture de la fibre sera due à la fois à la première et la deuxième famille de défauts.

Les études décrites précédemment ("Lois unimodales") présentent les résultats (distribution des résistances des fibres) sous forme de loi de Weibull unimodale. En effet ils ont tous été réalisés pour des longueurs de jauge assez importantes, là où une seule famille de défaut est prépondérante : celle des grandes fissures. Si l'on veut maintenant déterminer la résistance d'un élément à une échelle très différente (très petite par rapport à la taille de jauge utilisée dans ces études), il faut également prendre en compte les autres tailles de défauts, qui deviennent critiques à cette échelle. D'où la nécessité d'introduire les lois de Weibull multimodales.

Des études menées par Zinck et al. [64, 65] exploite les propriétés des lois multimodales pour déterminer l'influence de l'ensimage sur les propriétés de la fibre. L'ensimage agit uniquement à la surface des fibres. Il peut, notamment combler certaines fissures (les plus importantes), réduisant leur sévérité. Cependant il ne peut agir sur les défauts en volume et sur les petites irrégularités. C'est ce qui a été démontré par cette étude. Le premier mode de la loi utilisée correspond aux défauts de surface, le deuxième - aux défauts de volume. Avec différents traitements de la surface des fibres, seul le premier mode est modifié. Le deuxième mode, lui est influencé par le mode de fabrication industriel. Tous les essais réalisés dans cette étude l'ont été pour une longueur de jauge de 20mm. Pour cette longueur, la résistance des fibres est à la fois fonction des défauts de surface et des défauts de volume, les deux modes sont donc indispensables à la description. Quatre types de fibres ont été utilisées : WS - fibres de verre E recouverte d'une couche d'antistatique ; A1100 - ensimage de silane ; P122 - un ensimage commercial, comprenant filmogène et lubrifiant, utilisé pour des matrices epoxy aussi bien pour des matrices polyesters, avec deux diamètres de fibres différentes. Le tableau suivant donne les résultats [64] en termes de paramètres de la loi de Weibull : Avec la probabilité de

Ensimage	D_f (μm)	m_1	σ_{01} (GPa)	m_2	σ_{02} (GPa)	q	l_0 (mm)
WS	18.1 ± 1.4	99.88	0.77	4.03	9.44	0.10	20
A1100	18.3 ± 1.7	163.24	1.37	5.12	7.46	0.09	20
P122 1200 Tex	19.1 ± 1.4	175.50	1.49	5.53	5.02	0.12	20
P122 2400 Tex	26.6 ± 2.0	97.07	0.68	4.04	6.58	0.09	20

TAB. B.1.7 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de verre par [64]

rupture exprimée comme dans l'équation B.1.3. Cependant cette nouvelle distribution

ne tient pas compte de la variation du facteur de proportionnalité des ruptures dues au mode 1 et au mode 2 en fonction de la longueur de la jauge [63]. Pour compenser cet effet, il a été proposé d'introduire une variation linéaire du facteur de proportionnalité par rapport à la longueur de jauge comme suit :

$$q(l) = q_0 \frac{l}{l_0}$$

Cette idée a été reprise en 2011 et les résultats suivants donnés pour les fibres de verre et carbone [62] :

Fibres/ Ensi- mage	D_f (μm)	m_1	σ_{01} (GPa)	m_2	σ_{02} (GPa)	q_0	l_0 (mm)
P122 [63]	27	5.79	3.20	7.65	5.11	0.45	10
PU [65]	12-15	6.30	1.84	4.11	5.93	0.27	50
APS [64]	18	163.24	1.37	5.12	7.46	0.09	20
CF	Non spécifié	26.1	1.65	5.46	2.04	0.35	25.4

TAB. B.1.8 – Paramètres de la loi de Weibull établis pour des fibres de verre et carbone par [62]

Où P122 correspond à des fibres de verre E et ensimage commercial standard ; PU - fibres de verre E et filmogène au polyurethane ; APS - fibres de verre E et ensimage au silane ; CF - fibres de carbone.

Matrice. Les matrices envisagées dans cette application sont des polymères thermosdurcissables. Dans ce qui suit, les informations ont été tirées du cours sur les polymères donné à l'Ecole des Ponts ParisTech et rédigé par Amina Alaoui.

Les polymères sont des chaînes carbonées ou non (pour le verre ce sont des chaînes de Silicium) formées d'un assemblage de monomères. La polymérisation conduit à la formation de réseaux : les molécules s'associent entre elles. La vulcanisation consiste en l'ajout d'éléments supplémentaires qui permettent de créer des ponts entre chaînes pour former des réseaux. Les liaisons formées sont caractérisées par leur longueur, angle de conformation et le réseau qu'ils permettent de former : bidimensionnel ou tridimensionnel. Le matériau peut se trouver dans différents états : amorphe ou semi-cristallin, où des parties du matériau forment des chaînes ordonnées, tels des cristaux (car organisés).

Trois types de comportements peuvent être observés en fonction du temps d'observation et des conditions dans lesquelles se trouve le matériau :

- élasticité (chargements rapides)
- viscoélasticité (solide)
- viscosité (fluide)

L'état dans lequel se trouve le matériau dépend de la température :

- élasticité énergétique (état vitreux) : vibration en rotation (angle de liaison) et de longueur de liaison

- transition vitreuse
- élasticité entropique (état caoutchoutique) : correspond à la réorganisation de chaînes
- fusion

La viscoélasticité est mise en évidence par différents types d'essais :

- fluage (contrainte imposée)-recouvrance (la déformation finit par revenir à 0 après suppression de la contrainte appliquée)
- relaxation (déformation imposée)-effacement (la contrainte résiduelle finit par s'effacer après suppression de la déformation imposée)

On parlera d'un matériau viscoélastique non-vieillissant si l'effacement est total (Critère de Mander). Si l'effacement n'est pas total il y a plasticité ou endommagement. Cependant le comportement viscoélastique est héréditaire : la contrainte (déformation) à un instant donné dépend de toute l'histoire de la déformation (contrainte) précédente. Pour modéliser le comportement du matériau plusieurs approches existent :

- par les variables internes : la connaissance d'un certain nombre de variables internes du matériau à un instant suffirait pour connaître son état de contrainte et affranchirait de la connaissance de toute l'histoire du chargement. Cette approche est très difficile et théorique
- des approches plus phénoménologiques consistent à construire des modèles rhéologiques : des assemblages de ressorts et amortisseurs en série (égalité des contraintes, additivité des déformations) ou parallèle (égalité des déformations, additivité des contraintes). Chaque élément de l'assemblage est caractérisé par un temps de relaxation.

Dans la réalité un tel assemblage d'éléments rhéologiques n'est pas unique, plusieurs assemblages permettent de coller aux courbes expérimentales. Il s'agit donc la plupart du temps de modèles réalisés par ajustement de courbe que de véritables modèles basés sur la physique des phénomènes. Les modèles rhéologiques les plus utilisés sont les modèles de Maxwell (simple ou généralisé), Kelvin-Voight (simple ou généralisé), Zener, Burger. Chaque module de type Maxwell ou Kelvin-Voight possède son propre temps de relaxation.

Dans les modèles généralisés, il y a donc plusieurs temps caractéristiques. Dans la réalité physique ces temps de relaxation correspondent à des modes de déformation/vibration à l'échelle moléculaire : allongement des liaisons, rotation autour des angles de conformation, vibration des éléments semi-cristallins dans le milieu amorphe, vibration des longues chaînes polymères entre deux liaisons, etc. Des essais DMA (dynamic mechanical analysis) permettent de faire des essais pour différentes fréquences et déterminer la réponse spectrale du comportement. Les essais sont réalisés pour une température et on balaye une plage de fréquences. La plage est limitée par le dispositif expérimental. On doit alors recourir à l'équivalence temps-température pour balayer une plage plus large.

En modifiant la température on arrive à exciter des modes de vibration autrement invisibles et donc d'obtenir une réponse spectrale pour une plage de fréquences plus large. Parfois cette réponse spectrale présente des pics discrets, dans ce cas on peut la modéliser par un assemblage d'un nombre fini d'éléments rhéologiques mais il arrive que le spectre soit continu. Alors il faut trouver une autre représentation. C'est notamment le cas où le pic du $\tan\delta$ est étalé. Un exemple de représentation d'un comportement à spectre continu est la loi puissance. Elle n'a alors aucune signification physique, c'est un amalgame de phénomènes physiques à l'échelle moléculaire. On ne peut donc vérita-

blement parler d'un temps de relaxation mais simplement d'un temps caractéristique, paramètre du modèle. C'est un ajustement mathématique des résultats expérimentaux.

Pour une structure en composite, le fluage/relaxation est dominé par les propriétés dépendantes du temps de la matrice polymère plus que des propriétés des fibres ou des interfaces. Les polymères présentent un comportement viscoélastique (linéaire ou non). C'est-à-dire que la déformation n'est pas uniquement fonction de la contrainte appliquée σ , mais aussi du temps t de sollicitation : $\varepsilon = f(\sigma, t)$.

Mais, suivant le type de matrice polymère, le comportement au fluage du matériau composite sera différent. En effet, plus l'énergie de liaison entre chaînes macromoléculaires sera importante (liaison covalente > liaison hydrogène > liaisons types Van Der Waals), meilleure sera la tenue au fluage. Une matrice thermodurcissable aura donc des propriétés en fluage supérieures à une matrice thermoplastique.

La sous-cuisson de la résine est susceptible de générer un fluage significatif et d'initier des microfissures pendant son service. L'humidité et la haute température augmentent le fluage. Bradley et al. 1998 [9] ont étudié expérimentalement le comportement en fluage en flexion à température ambiante à long terme du vinylester et du polyester en fonction de l'état de cuisson. La complaisance de fluage totale de même que le coefficient de fluage diminuent systématiquement lors de l'augmentation des temps de cuisson.

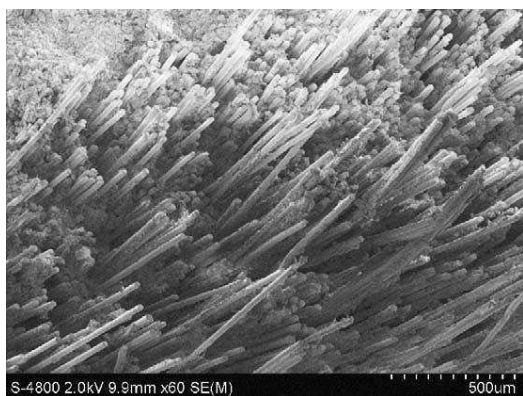
Interface. Le comportement mécanique d'un matériau composite dépend évidemment des comportements respectifs du renfort et de la matrice, mais également de celui de l'interface. C'est en effet dans cette zone que se développent des concentrations de contraintes. Le contrôle des caractéristiques interfaciales est par conséquent essentiel pour une conception optimale de structures composites et indispensable à une bonne compréhension du comportement mécanique macroscopique. Dans le cas des composites à fibres de carbone, les phénomènes interfaciaux mis en jeu seront très différents selon le type de matrice considérée.

Des observations microscopiques (microscope électronique à balayage) des surfaces de rupture en fluage en flexion 3 points pour deux composites verre/polyuréthane et verre/epoxy ont été réalisées par Abdel-Magid et al. 2003 [1]. Les fibres à la surface de rupture par traction du composite verre/polyuréthane semblent propres et lisses sans traces de résine sur la surface des fibres, figure B.8(a). Un agrandissement plus élevé sur la surface des fibres, figure B.8(b), montre l'absence du matériau de la matrice autour de la fibre. Ce qui indique une liaison interfaciale faible entre le polyuréthane et les fibres de verre.

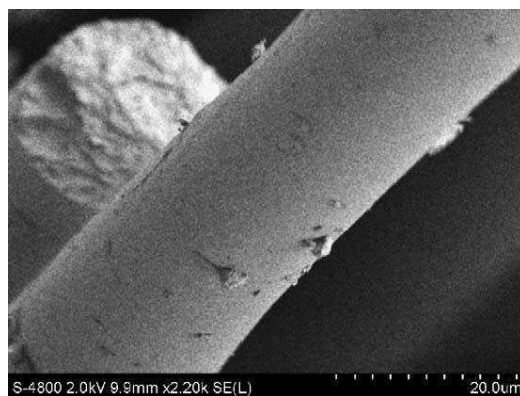
La figure B.1.9 montre que la matrice epoxy dans le composite verre/epoxy entoure les fibres indiquant un meilleur lien interfacial entre la fibre et la matrice. Ceci peut être mieux apprécié sur la figure B.9(b). C'est cette liaison interfaciale qui est la plus susceptible d'être responsable de la différence de comportement en fluage de ces deux matériaux.

Koyanagi et al. 2007 [28] présentent une théorie de la dégradation de l'interface entre les fibres et la matrice dans le cas d'un composite unidirectionnel en fibres de carbone et matrice vinylester en traction. Les auteurs en ont déduit l'évolution dans le temps de la résistance en traction du matériau.

La résistance de l'interface fibre-matrice est assurée par plusieurs phénomènes [34] : liaison chimique (covalente), interactions physiques (polaires) ou mécanique (rugosité) ou par interpénétration de réseaux (entre la matrice et l'ensimage/enrobage) par diffusion de composés chimiques. Une étude menée sur des fibres de verre avec différents

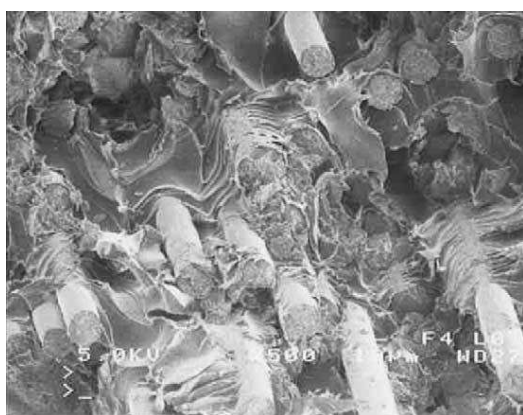


(a)

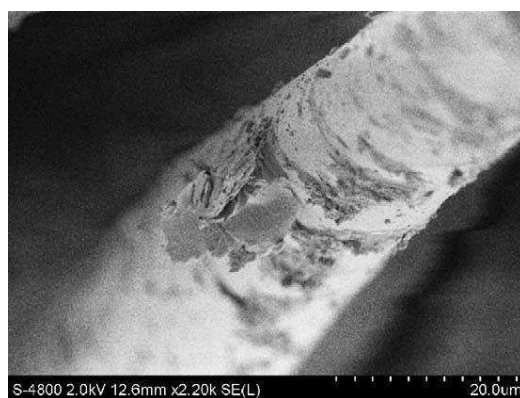


(b)

FIG. B.1.8 – *Surface de rupture de traction du composite verre/polyuréthane [1]*



(a)



(b)

FIG. B.1.9 – *Surface de rupture de traction du composite verre/epoxy [1]*

ensimages et matrice CBT [34] a révélé l'influence de la rugosité de la surface de la fibre (avec ou sans ensimage), du potentiel ζ (qui traduit l'état acido-basique de la surface et sa topographie) et du taux de polymérisation de la matrice sur la résistance de l'interface.

L'ensimage des fibres est constitué [Techniques de l'Ingénieur, "Fibres de verre de renforcement", AM 5 132] d'agent de pontage (silane, liaison chimique entre fibre et matrice), lubrifiants (facilitent la répartition des agents de pontage à la surface des fibres, protègent contre l'abrasion et facilitent l'imprégnation), agents filmogènes collants (polymère, participent à la cohésion des filaments entre eux et à la raideur du fil, facilitent l'imprégnation, protègent contre l'abrasion). Il a été également généralement reconnu que l'ensimage pouvait participer à la cicatrisation des fibres, améliorant leurs performances [18, 33, 50, 65]. L'ensimage a plusieurs rôles dans le renforcement des performances des fibres [18]. Premièrement il interagit avec les ions libres de l'environnement et contribue ainsi à la protection des fibres céramiques de la corrosion. Deuxièmement, l'ensimage remplit les fissures les plus importantes à la surface des fibres, arrondissant la pointe de fissure et réduisant ainsi le facteur de concentration de contrainte, ce qui permet à son tour de limiter la propagation de celle-ci. D'autre part lors de la solidification de l'ensimage, celui-ci se rétracte, appliquant ainsi une contrainte de compression sur les lèvres de la fissure.

Dans l'article [34] l'état de surface (la rugosité) a été étudié avant et après des essais de pull-out sur fibre seule par AFM (Microscope a Force Atomique). Les fibres sans ensimage présentent une faible rugosité, les fibres traitées avec différents ensimages, présentent des surfaces plus rugueuses. Pour certains types d'ensimage, la surface est non seulement plus rugueuse mais on y distingue clairement des " paquets ", des agrégats d'ensimage. Ces agrégats sont également reflétés par la valeur du potentiel ζ : lorsque ce potentiel est élevé, les forces de van der Waals sont neutralisées et la répartition des particules est faite de manière plus homogène, la surface est plus lisse. La contrainte de cisaillement de rupture est souvent proche de la contrainte de cisaillement de rupture de la matrice CBT utilisée (qui à son tour est liée à taux de polymérisation de la matrice). La rugosité des surfaces après essais de pull-out expliquent ceci : lorsque la contrainte de rupture d'interface est faible, la surface de rupture est très proche de celle de la fibre elle-même. Par contre lorsque la contrainte de rupture d'interface est élevée (et proche de celle de la contrainte de rupture de la matrice), la rupture se produit dans la couche constituée d'ensimage et de matrice.

Dans un autre article [33], les fibres de verre dans une matrice epoxy ont été étudié. Différents agents d'ensimage ont été employé et leur influence discutée. Cinq différentes configurations de fibres ont été comparées : fibres de verre sans ensimage (0), fibres de verres avec agent de pontage (silane) (APS), fibres de verre avec agent de pontage et agent filmogène sous forme de matrice polyurethane (PU) ou epoxy (EP) et fibres de verre sans agent de pontage et un filmogène polyvinylacetate (PVAc). Les échantillons étaient soit composés d'un monofilament dans la matrice epoxy, soit d'un composite uni-directionnel. Les essais menés sur ces échantillons sont de type pull-out statique, micro-fatigue sur les monofilaments, essais quasi-statiques de traction, flexion trois points et compression et des essais de fatigue en traction-traction sur les composites. Les essais sur les monofilaments permettent de déterminer la contrainte de cisaillement ultime (voir [46] pour la définition) qui caractérise la contrainte de cisaillement qui provoque localement la rupture de l'interface. Ainsi pour les 5 cas défini ci-dessus cette contrainte est :

Ensimage	0	APS	APS/PU	APS/EP	PVAc
Contrainte ultime (MPa)	59.4 ± 11.3	104.4 ± 21.7	77.9 ± 15.2	96.1 ± 13.0	58.6 ± 15.5
Contrainte apparente (MPa)	46.7 ± 9.6	99.2 ± 19.7	70.0 ± 15.3	88.6 ± 14.0	49.7 ± 8.1

TAB. B.1.9 – Contrainte de rupture d'interface ultime calculée via un modèle de type shear-lag et contrainte apparente, déterminées par [33]

L'étude conclut que le comportement à la fois statique et en fatigue est amélioré lorsque la cohésion d'interface est meilleure.

Une autre étude [61] réalisée sur des fibres de verre E et une matrice epoxy et différents ensimages, donne non seulement les résultats présentés dans le tableau qui suit mais aussi une description des micro-mécanismes d'endommagement autour de la fibre rompue.

Dans cette étude le lien est fait entre la résistance de l'interface et le mode d'en-

	Solution aqueuse	Epoxy-silane	Methacryl-silane	Mélange industriel	Urethane
Contrainte apparente (MPa)	53	72	62	20	34

TAB. B.1.10 – Contrainte de rupture d'interface apparente, déterminées par [61]

dommagement local autour d'une rupture de fibre. Les fibres avec un ensimage aqueux présentent la fissuration de la matrice orthogonalement à la direction de la fibre comme principal mode d'endommagement autour d'une fibre rompue. De la même manière avec un ensimage d'epoxy-silane, des fissures transversales de matrice apparaissent autour de la rupture de fibre. Pour les fibres avec un ensimage de methacryl-silane, la fissuration transversale de matrice s'accompagne de décohésion. En ce qui concerne les deux échantillons présentant la résistance interfaciale la plus faible, ils présentent deux zones d'endommagement de fibre autour de la fibre rompue. La première est une zone de décohésion lisse, continue, proche de la rupture de fibre. Puis des zones de décohésion ponctuelles sont présentes sur une distance plus importante de la rupture de fibre.

Cette étude a également montré que différents ensimages pouvaient avoir une influence sur la résistance des fibres elles-mêmes. La combinaison de ces deux effets (amélioration de la résistance des fibres et celle de l'interface) joue sur les propriétés des composites constitués des fibres de verre et de matrice epoxy. La conclusion de cette étude peut être résumée comme suit : la qualité (la résistance) de l'interface est critique lorsque l'interface est faible, à l'opposé lorsque l'interface est forte, cela peut conduire à un résultats inverse - un affaiblissement du composite. En effet, lorsque l'interface est trop faible, les fibres supportent peu la charge qui leur est appliquée car, l'interface joue mal son rôle de transfert de charge. Lorsque l'interface est forte, une trop grande résistance de celle-ci conduit à un bon transfert de charge entre fibres cassées et fibres intactes et donc à une importante concentration de contrainte sur celles-ci. Une interface permettant un bon transfert de charge mais capable d'absorber l'énergie due à la rupture de fibre par décohésion et fissuration est un meilleur compromis.

État initial

Lors de la fabrication du matériau composite, une phase de refroidissement suit la phase de polymérisation. Dû à une différence de comportement thermoélastique entre la matrice et les fibres, il apparaît, lors du refroidissement, des contraintes résiduelles dans le matériau. Cette précontrainte peut avoir une incidence sur le comportement mécanique du matériau neuf et sur sa résistance à la rupture. D. Perreux et D. Lazuardi en 2001 ont construit un modèle théorique (comparé aux résultats expérimentaux) [43] permettant de prévoir l'influence de ces contraintes résiduelles sur le comportement non-linéaire instantané des matériaux composites stratifiés. En utilisant différents empilements de couches, les auteurs démontrent que les contraintes résiduelles sont importantes pour l'identification des paramètres du modèle. Les contraintes résiduelles influencent notamment très fortement la limite d'élasticité pour la plasticité et l'endommagement. Lorsque les contraintes résiduelles décroissent, la limite d'élasticité pour la plasticité et l'endommagement augmentent. Ces contraintes influencent fortement le

comportement non-linéaire instantané. Les auteurs suggèrent que ces effets sont d'autant plus grands que le comportement est observé à long terme.

Comme déjà évoqué à plusieurs reprises un matériau neuf présente des défauts : des micro-fissures ou des micro-cavités dans la matrice. Selon D. Perreux et al. [43], ce sont ces défauts qui sont responsables du comportement non-linéaire plastique du matériau à court terme. Les composants seuls ne peuvent justifier ce phénomène de plasticité : les fibres sont élastiques fragiles et la matrice viscoélastique. La déformation plastique du matériau a donc deux origines : d'une part lors du chargement les micro-fissures s'agrandissent et leur nombre augmente dans le matériau. D'autre part les déformations géométriques des défauts existants dans le matériau conduisent à des frictions entre les parois de ces défauts, ce qui conduit à des déformations résiduelles. La cinématique du premier phénomène est directement liée à la cinématique de l'endommagement. Le deuxième phénomène se produit sous chargement en cisaillement et induit un écrouissage cinématique. Ainsi il y a couplage entre l'endommagement et la plasticité.

Temps de sollicitation

Lorsque la durée d'application de la charge augmente, la déformation de fluage augmente. La matrice est alors fortement sollicitée. Mais, dans certains cas, le comportement en fluage peut être de type " asymptotique ". C'est-à-dire qu'il existe une durée maximale au delà de laquelle la déformation n'augmente plus (cas de faible sollicitation).

Lorsque le matériau est sollicité en fatigue, la fréquence joue un rôle primordial. Plus la période de sollicitation est longue, plus le fluage est prononcé, comme dans le cas statique. Plus la période est courte, moins celui-ci a "le temps" de s'exprimer. D. Perreux et E. Joseph en 1997 [42] ont travaillé sur l'influence de la fréquence de sollicitation sur l'endommagement de tubes en matériau composite stratifié verre/epoxy. Le chargement est biaxial ou unidirectionnel : les tubes sont soumis à de la traction pure ou une pression interne pure ou avec les extrémités fixes (ce qui amène une composante en traction sur les tubes).

Lorsque le chargement comporte une composante de pression interne, la rupture intervient plus rapidement qu'en tension pure. On le voit sur la figure B.1.10 qui suit.

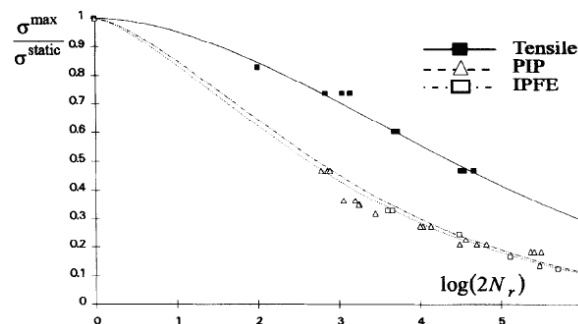


FIG. B.1.10 – Baisse de la résistance de tubes en composites soumis à un chargement périodique de fréquence 0.2Hz [42]

Les auteurs observent une augmentation de la durée de vie lorsque la fréquence augmente. Cette influence est plus marquée pour les tests avec une pression interne

appliquée. Selon Perreux et al. c'est le phénomène de fluage/relaxation qui en est responsable. En effet plus la période est longue, plus le temps de chargement est long.

La variation typique de l'endommagement (défini par rapport à la baisse du module d'Young du matériau) est présenté dans la figure B.1.11 suivante. On peut y observer que lorsque l'on applique de la traction à l'échantillon, cet endommagement augmente de manière quasi-linéaire avec le temps.

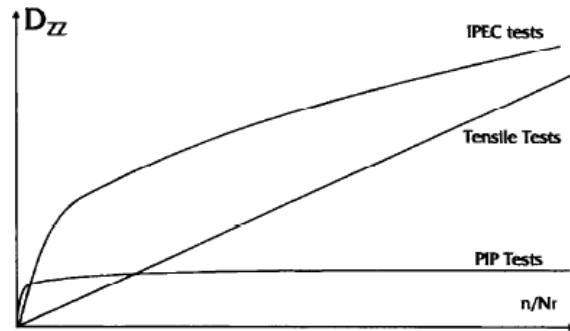


FIG. B.1.11 – Variation typique de l'endommagement pour les différents types de chargement en fonction du nombre de cycles appliqués [42]

Les auteurs ont également étudié l'impact de la fréquence sur la vitesse de l'endommagement. Il a été observé que seul le test en traction pure est influencé. La figure B.1.12 qui suit montre que : d'une part plus le chargement est élevé et plus la vitesse de l'endommagement est élevée et d'autre part que plus la fréquence est faible et la période de sollicitation longue, plus le matériau est endommagé rapidement.

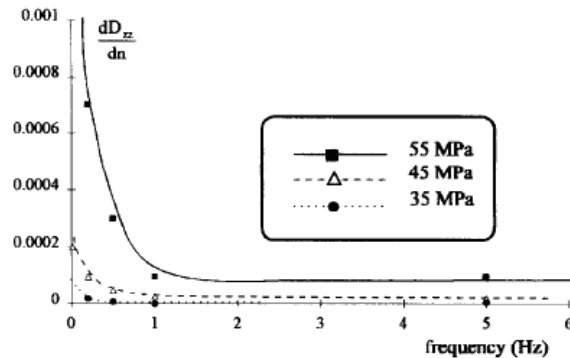


FIG. B.1.12 – Influence du niveau de chargement et de la fréquence de sollicitation en traction sur la vitesse de l'endommagement du matériau [42]

Influence de la température

Le fluage des matériaux composites à matrice polymère est un phénomène thermiquement activé. Si la température augmente, la vitesse de fluage croît et la durée de vie sera plus courte. Ces phénomènes s'accroissent brutalement à l'approche de la température de transition vitreuse. Cette température de transition vitreuse, T_g , est

la température en-dessous de laquelle les molécules ont une faible mobilité relative. La température T_g est habituellement utilisée pour les phases totalement ou partiellement amorphes telles que les verres et les plastiques.

Il est à noter qu'une augmentation de la température modifie le type de rupture. Ceci s'explique par les dilatations différentielles entre les fibres et la matrice qui génèrent des contraintes interfaciales importantes. Ces dernières modifient le transfert de charge matrice/fibres et donc les caractéristiques mécaniques du composites, d'où la modification des faciès de rupture.

Ainsi, pour des matériaux composites à matrice époxy, les ruptures fragiles à température ambiante deviennent de type ductiles à hautes températures. De plus, le vieillissement thermique entraîne une thermo-oxydation de la résine, notamment de la résine thermodurcissable.

Hormis le fait d'étudier le comportement en fluage à des températures élevées, le principal intérêt d'un essai en température est un effet accélérateur. Ceci permet d'essayer de prévoir le comportement à long terme du composite à partir d'essai de courtes durées à des températures élevées (Bai et al. 2008 [6], Kouadri-Boudjelthia et al. 2009 [27]).

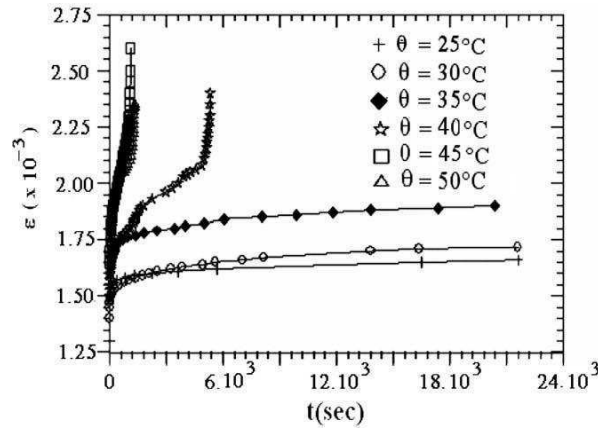


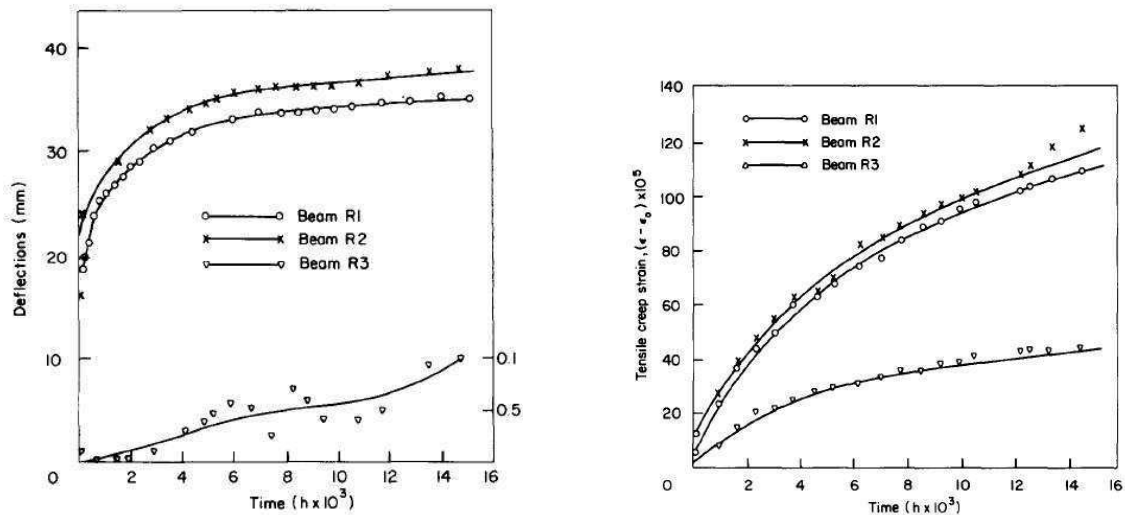
FIG. B.1.13 – Influence de la température sur le fluage pour un composite verre/polyester, Kouadri-Boudjelthia et al. 2009 [27]

Wong et Wang 2007 [59] ont testé des composites pultrudés en fibres de verre et matrice polyester isophthalique (cuisson à haute température) en flambement à température ambiante et température élevée et confirme les constatations précédentes.

B.1.3 Revues bibliographiques sur les essais de fluage des pultrudés

Les tests de fluage à long terme constituent des essais coûteux et difficiles à effectuer de manière précise. Peu de chercheurs ont publiés sur ce thème impliquant des structures pultrudées à grande échelle. Il semble que les premiers travaux publiés sur ces matériaux sont conduits par Holmes et Rahman 1980 ([24]) qui ont testé trois tubes de section rectangulaire en fibres de verre. Chaque tube de 6 m de longueur a été soumis au tiers de sa charge ultime en flexion maintenue jusqu'à 20 mois dans des conditions normales du laboratoire. Les déformations de fluage en traction, compression et flexion enregistrées à partir des essais ont été comparées à trois modèles viscoélastiques en utilisant les

premières 2000 heures d'essai de fluage. Les données expérimentales de déformations de fluage en traction et en cisaillement ont montré une cohérence relative avec les valeurs prédites par les modèles, alors que ceux issus de compression ne présentent pas un bon accord avec les modèles viscoélastiques. Après 20 mois d'essai, la flèche à mi-portée est devenue deux fois sa valeur élastique, figure B.1.14. Ces résultats ne sont pas très encourageants et peuvent renforcer une idée fausse que les propriétés viscoélastiques de ces matériaux les rendent insatisfaisants pour leur usage dans les éléments de structure porteurs.



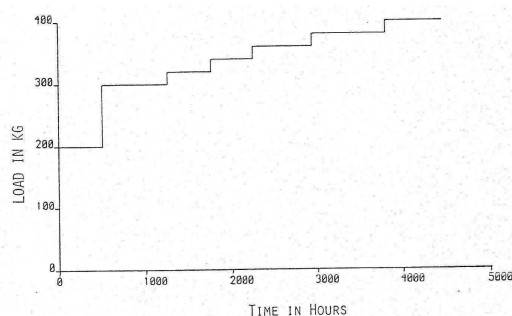
(a) Flèche à mi-longueur en fonction du temps

(b) Déformation de fluage en fonction du temps

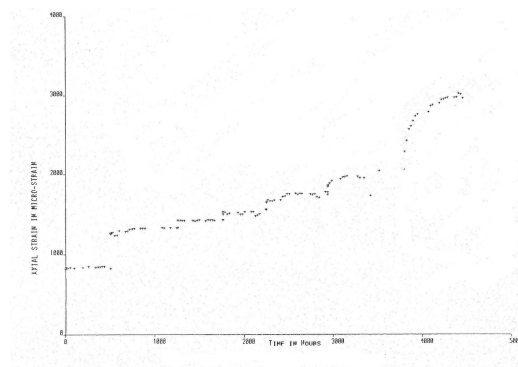
FIG. B.1.14 – *Fluage en flexion 4 points du composite pultrudé [24].*

Les travaux sur les composites pultrudés se sont intensifiés depuis. Hollaway et Howard 1985 [23] ont examiné les réponses à court et à long terme des propriétés des composites pultrudés fibres de verre/matrice polyester à deux couches. Les résultats tridimensionnels à long terme des poutres soumises à un chargement monotone jusqu'à rupture sont étudiés. Les résultats à long terme ont été reliés aux caractéristiques du chargement à court terme de la structure, en s'appuyant sur les résultats d'essais et les modèles analytiques linéaire et non linéaire. Une augmentation de 6% de la déformation élastique est observée après 14 mois de chargement en dessous de 75% de la contrainte ultime (figure B.1.15).

Bank et Mosallam 1992 [7] se sont intéressés au comportement viscoélastique d'un portique constitué entièrement de composites pultrudés (forme de H et angle) en résine vinylester renforcée par des fibres de verre longues. Ce portique est soumis en flexion au quart de la charge à rupture du pultrudé dans des conditions normales du laboratoire (Mosallam et Bank 1992 [36]). Les résultats de ces expériences après 10000 heures de chargement montrent que la flèche à mi-portée a augmenté approximativement de 22%, la majorité de cette augmentation s'est effectuée dans les premières 2000 heures. Le modèle en loi de puissance utilisé dans cette étude prévoit une diminution de 35% du module de flexion viscoélastique et de 46% du module de cisaillement pour une période de 10 ans. Ces variations des modules en fonction du temps doivent être prises en compte dans la conception de la structure en composite FRP.



(a) Cycle de chargement

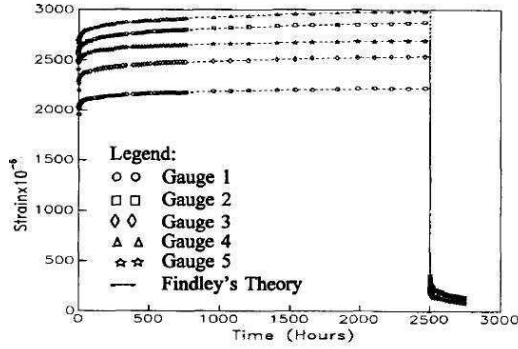


(b) Déformation axiale

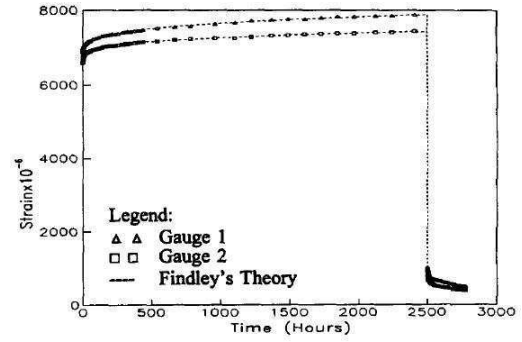
FIG. B.1.15 – *Déformation de fluage en fonction du temps [23]*

McClure et Mohammadi 1995 [32] ont effectué une campagne expérimentale pour étudier le comportement de fluage en compression des composites pultrudés à fibres de verre et résine polyester isophtalique. Les auteurs ont examiné les profilés angle de 152 mm de longueur de section 50x50 mm et de 6.35 mm d'épaisseur et des coupons de section 31.75 x 12.7 mm et de 6.35 mm d'épaisseur découpés au milieu du profilé angle. Les profilés angles et les coupons ont été soumis à une charge axiale maintenue approximativement à 45% de leur charge initiale de flambement. L'effort appliqué lors des essais sur les coupons était 3.3 fois celui appliqué aux essais sur profilés angle. Toute la durée des essais était de 2500 h en fluage et 250 h en recouvrance. Pour les résultats d'essai des profilés angles, le taux de fluage (déformation du fluage /déformation initiale en pourcentage) obtenu après 2500 h était de 14.4% dont 28% produits dans la première heure suivant le chargement, et 46% dans les 24 heures. En recouvrance, 45% de la déformation de fluage est relaxé après 24 heures et 67% relaxé après 250 heures. Pour les résultats d'essai sur les coupons, le taux de fluage obtenu après 2500 h est de 13.8% dont approximativement 15% de la déformation de fluage s'est produite dans la première heure, 30% dans 24 h et 43% dans les 100 h de chargement. Le modèle en loi de puissance de Findley a été employé pour prévoir les déformations de fluage pour les profilés angle et les coupons. Le paramètre de puissance du modèle de Findley déterminé à partir des essais de coupon est différent de celui des essais d'angle (0.254 et 0.170 respectivement) ce qui devait être prévu, puisque l'effort moyen dans les coupons était approximativement 3.3 fois plus élevé que celui des angles. Les auteurs ont conclu que la loi de puissance de Findley peut être employée avec succès pour modéliser le comportement de fluage des profilés angles et leur coupons en résine polyester renforcé par longues fibres de verre. Le taux de fluage mesuré lors des essais sur les profilés angle en GFRP est relativement faible et ne devrait pas poser de problèmes d'intégrité géométrique pour le niveau de chargement considéré (figure B.1.16).

Scott et Zureick 1998 [52] ont également publié une recherche expérimentale concernant le comportement en compression à long terme des composites pultrudés à matrices polymères renforcées de fibres de verre. Des échantillons ont été découpés dans les ailes des poutres en H pultrudées verre/vinylester (100 mm x 100 mm x 6.4 mm). Ces échantillons contiennent une fraction volumique de fibres approximativement de 0.3 et en mat de 5%. Les auteurs ont étudié trois niveaux de charge 20, 40, et 60% de la charge ultime moyenne en compression des coupons. Ces chargements ont été maintenus jusqu'à 10.000 h pour 40%, et 5.000 h pour les niveaux de 20 et de 60%. Le taux de déformation



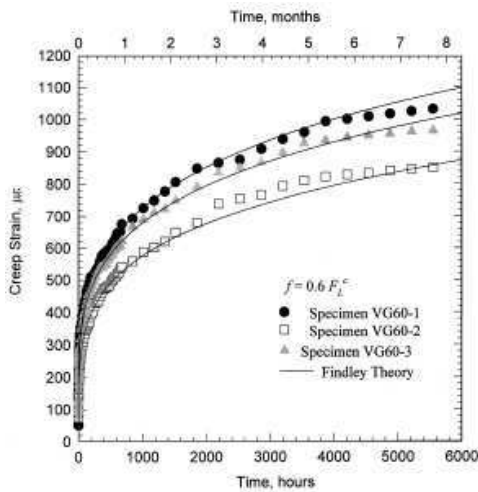
(a) Déformation de fluage



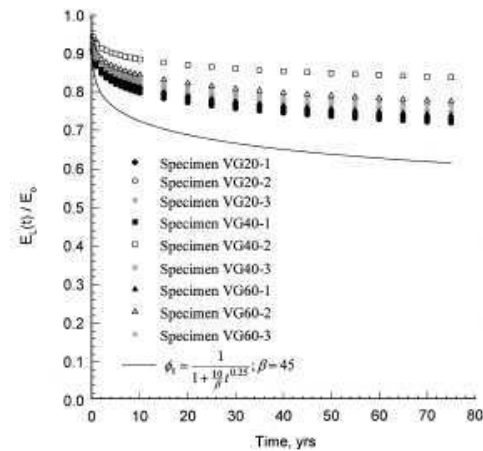
(b) Paramètre du modèle viscoélastique : Findley

FIG. B.1.16 – *Déformation de fluage en fonction du temps [7]*

de fluage après 5.000h est de 12.75% et 12.2% pour les niveau de charge à 20 et 60% de la charge ultime respectivement. Pour 40% de chargement en compression, le taux de fluage était approximativement de 13.07%. Pour exploiter ces résultats d'essais pour une conception appropriée, le modèle de loi de puissance de Findley a été adopté pour prédire le comportement en fonction du temps. Une réduction de pas moins de 20% au bout de 75 ans a été prévue pour le module, figure B.1.17.



(a) Déformation de fluage

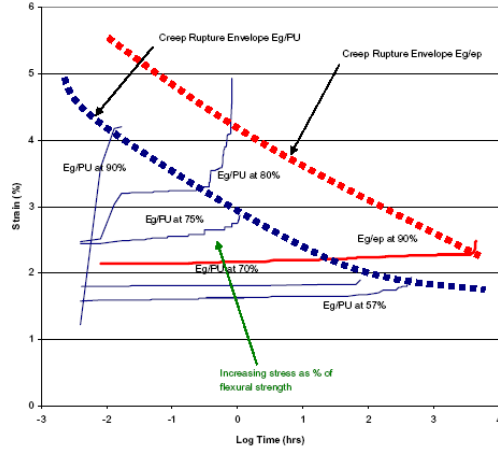


(b) Module d'Young longitudinal

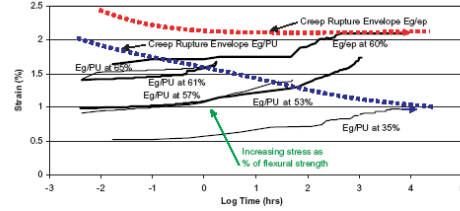
FIG. B.1.17 – *Déformation de fluage en fonction du temps [52].*

Abdel-Magid et al. 2003 [1] se sont intéressés à la tenue à long terme de deux types de composites en flexion 3 points. Le premier matériau composite est pultrudé et constitué de fibre de verre et de résine polyuréthane (v/pu), le second est obtenu par un processus de laminage en continu et constitué de fibre de verre et de résine epoxy (v/ep). Les tests ont été effectués à température ambiante et à 50°C.

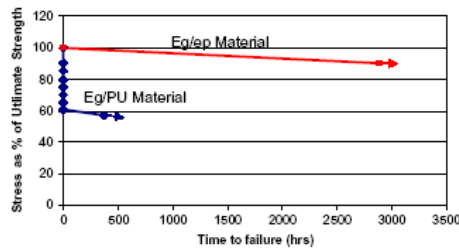
A court terme, le comportement en traction et en flexion de ces deux matériaux est équivalent. Des tests de fluage à long terme ont été effectués jusqu'à rupture. Les échantillons sont chargés à un pourcentage donné de la contrainte ultime en flexion, de 20% à 90%. Les résultats diffèrent selon les matériaux et la température. A température ambiante et pour des niveaux de chargements élevés, les échantillons v/pu montrent une



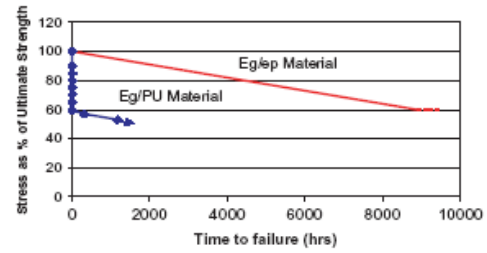
(a) Fluage à 25°C



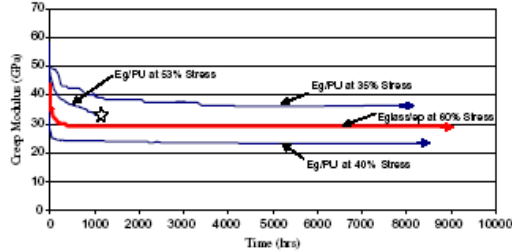
(b) Fluage à 50°C



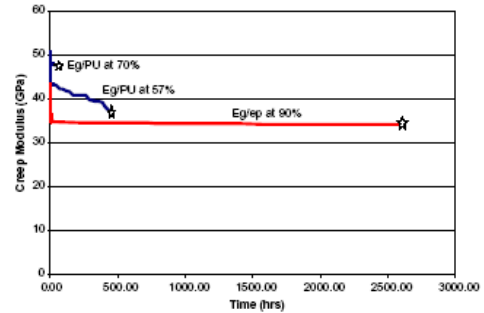
(c) Résistance à la rupture à 25°C



(d) Résistance à la rupture à 50°C



(e) Module d'Young à 25°C



(f) Module d'Young à 50°C

FIG. B.1.18 – Résultats d'essai de fluage en flexion 3 points pour deux composites : verre/polyuréthane et verre/epoxy [1].

grande déformation, atteignent un fluage tertiaire et se rompent au bout de la première heure de chargement. Toutefois pour des niveaux de chargement inférieurs à 57% de la charge ultime, ces matériaux montrent une période plus longue en fluage secondaire et la rupture est retardée. En revanche, les échantillons v/ep soumis à un chargement de 90% de la charge ultime se sont rompus au bout de 4 mois. Ces matériaux présentent un fluage secondaire et supportent 90% de sa charge finale pendant une période beaucoup plus longue que le composite Eg/PU ; par conséquent leur enveloppe de rupture de fluage est plus haute que celle des composites Eg/PU. À 50°C, le composite v/PU montre un fluage tertiaire à des niveaux de chargement plus bas, inférieurs à 57% de sa charge ultime, dès les premières heures du chargement. Les éprouvettes soumises à 35% de la charge ultime montrent une plus longue période de fluage secondaire. A un niveau

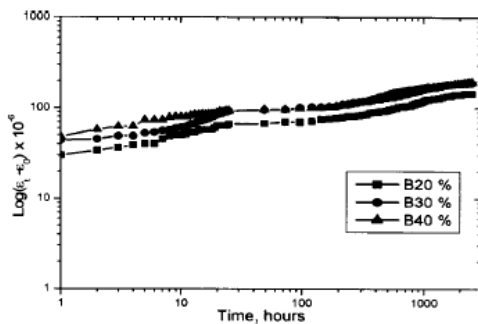
de chargement de 35%, les éprouvettes semblent stabilisées en montrant une limite inférieure pour l'enveloppe de rupture en fluage du v/pu. Les composites v/ep sont capables de supporter 60% de leur charge ultime sans rupture pendant plus d'un an à 50°C. L'essai sur ce matériau à d'autres niveaux d'effort est en cours, toutefois basé sur les données rassemblées jusqu'ici, ils estiment que l'enveloppe de rupture en fluage de ce matériau est plus haute que celle du composite v/pu, figure B.1.18.

On retrouve également d'autres auteurs qui se sont penchés sur l'étude de la déformation de fluage en fonction du temps pour les pièces de structure en composites GFRP. Ils ont tenté de comprendre leur comportement en fonction du temps, qui affecte leur tenue mécanique. L'objectif majeur est de fournir une solution partielle pour des applications structurelles de génie civil. Choi et Yuan 2003 ont conduit des essais de fluage en compression sur des colonnes de 1.2m de longueur de section 102x102 mm et de 6.4 mm d'épaisseur pour 4 niveaux de chargement (20,30,40 et 50% de la charge ultime en compression) pendant 2500 heures pour deux types de profilés : tube carré et profilé I. Le composite étudié est constitué de fibres longues de verre et de matrice polyester haute performance. Le principal résultat à considérer est que la majorité de l'évolution de la déformation de fluage se passe pendant les premières 24 heures de l'application de la charge (figure B.1.19)

Time (h)	Percent increase of creep strains on glass fiber reinforced polymer columns (%)						
	WF20	B20	WF30	B30	WF40	B40	WF50
1	3.82	2.40	2.61	2.22	3.50	2.00	3.32
24	6.93	2.22	3.32	4.70	5.61	3.92	5.25
50	7.47	5.42	5.63	4.91	5.82	4.12	5.51
100	7.63	5.64	5.67	5.21	5.93	4.36	5.63
500	9.15	7.51	7.00	7.35	7.46	5.50	6.82
1,000	10.60	9.50	8.64	8.71	8.92	6.81	8.30
1,500	11.20	10.60	9.22	9.33	10.10	7.62	8.80
2,000	11.85	11.27	9.73	9.74	10.80	8.22	9.51
2,500	12.10	11.60	10.10	9.82	11.02	8.41	9.82

FIG. B.1.19 – *Déformation de fluage mesurée en fonction du temps par Choi et Yuan 2003 [10]*

La modélisation du comportement de fluage est réalisée par le modèle de Findley en loi de puissance décrite au paragraphe suivant. Cette loi présente une droite de pente n dans l'échelle logarithmique. La différence entre les valeurs expérimentales et les valeurs estimées par ce modèle est de 3-10%, marge acceptable en construction de génie civil.



(a)

Section type	Loading level (%)	ε_0 ($\mu\epsilon$)	m ($\mu\epsilon$)	n
Wide flange	20	1,180	45	0.148
	30	1,875	50	0.170
	40	2,150	70	0.137
	50	2,850	95	0.133
Box	20	1,253	30	0.195
	30	1,935	43	0.196
	40	2,340	47	0.178

(b)

FIG. B.1.20 – *Caractérisation des paramètres du modèle de Findley [10]*.

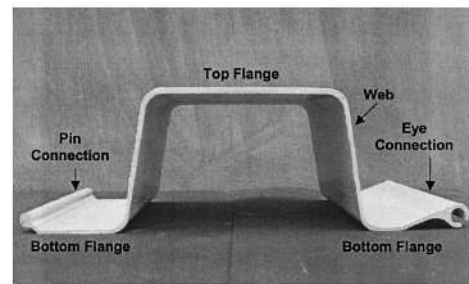
L'augmentation de la déformation de fluage au delà de la déformation élastique initiale du composite pultrudé (GFRP) aux divers niveaux de chargement est relativement petite et ne devrait pas provoquer de variations géométriques sous les niveaux de charge

appliqués à long terme. En moyenne, 30% de la déformation totale à 2.500 h s'est produite dans la première heure, et environ 50% s'est produite dans les 24 premiers heures. Une baisse de 30% du module de compression du composite en tube est estimée après une période de 50ans.

On retrouve également dans la littérature une campagne expérimentale sur l'étude de la durabilité des palplanches en composite pultrudé dans les travaux menés par Shao (Shao et Kouadio 2002, Shao 2004 et Shao et Shanmugam 2006). Les premières études ont porté sur la durabilité des palplanches en composite pultrudé de fibres de verre longues et matrice polyester. Les échantillons étaient en immersion totale dans l'eau du robinet à température ambiante et à 70°C. Cette étude consiste à évaluer l'absorption d'eau et son effet sur les propriétés à ces deux températures et pour des cycles de gel-dégel sur les éprouvettes composites saturées. Cette saturation est aux alentours de 1.72% à 3.11% en masse d'eau absorbée. La résistance en traction du composite vieilli diminue lorsque le taux d'absorption augmente. La réduction est estimée à 60% pour les éprouvettes découpées dans le palplanche vieilli.

Specimens	% M_{∞}	Time to saturation % M_{∞} (days)	Dry tensile strength (MPa)	Saturated tensile strength (MPa)	Change in tensile strength
Flange	1.72%	2,100 (5.8 years)	433	178	-59%
Web	3.11%	5,300 (14.5 years)	187	71	-62%

(a)



(b)

FIG. B.1.21 – *Prévision des changements de la résistance à la traction du composite verre/polyester [55]*

Le comportement de fluage en flexion de ces palplanches en composites pultrudés a été également étudié (Shao et Shanmugam 2004). Pour cela, deux panneaux ont été soumis à un chargement constant en flexion 4 points à 50% et 25% de la charge maximale pendant 1 an. Des mesures de la déformation longitudinale, de la déformation due au cisaillement et de la flèche en fonction du temps sont enregistrées. Les modules d'Young et de cisaillement ont été obtenus par le modèle de Findley et la flèche par le modèle de Findley et l'équation de Timoshenko. L'identification du coefficient n du modèle de Findley a montré que pour toutes les mesures de traction, de cisaillement et de flèche donnent des valeurs très proches définissant un paramètre viscoélastique constant du matériau. Par cette valeur moyenne, le couplage de l'équation de la flèche de Timoshenko au modèle de Findley permet de prédire la flèche en fonction du temps. Il y a une bonne confrontation entre les résultats de simulation et les résultats d'essais. Après 30 ans, le module d'Young et de cisaillement seront réduit à 36 % de leurs valeurs initiales respectives et la flèche de fluage atteindra les 50% de la flèche instantanée.

Year	Beam 1 (50%)				Beam 2 (25%)			
	0	0.5	1	30	0	0.5	1	30
$E_c(t)$ (GPa)	29.9	26.4	25.7	20.3	29.9	26.4	25.7	20.3
$G_c(t)$ (GPa)	3.1	2.1	1.9	1.1	3.1	2.1	1.9	1.1
Timoshenko's $\delta_T(t)$, (mm) ($\nu=0.33$, $E_c=3,732$ GPa, $G_c=107$ GPa)								
$\delta_T(t)$	46.1	53.1	54.7	72.3	23.1	26.5	27.3	36.1
Creep $\delta_c(t)$	0	5.6	7.0	21.3	0	2.8	3.4	10.6
Creep $\delta_{1/2}(t)$	0	1.3	1.6	4.9	0	0.6	0.8	2.5
Creep $\delta_{1/3}(t)$	0	7.0	8.6	26.2	0	3.4	4.2	13.0
Findley's $\delta(t)$, (mm)								
Creep $\delta(t)$	0	6.3	7.8	24.1	0	3.4	4.1	11.2
Experimental $\delta_{exp}(t)$, (mm)								
Main creep	0	6.6	6.9	—	0	3.8	4.0	—
Plus creep	0	6.4	6.6	—	0	3.7	3.7	—
Eye creep	0	7.7	8.2	—	0	4.3	4.6	—
Average:	0	6.9	7.2	—	0	3.9	4.1	—

FIG. B.1.22 – *Comparaison des mesures expérimentales de fluage et des prédictions de la déflexion des palplanches [55]*

B.2 Perte de résistance

B.2.1 Modes de rupture

Les méthodes de fabrication des matériaux composites engendrent toujours des micro-défauts à l'intérieur de ceux-ci. Ces micro-défauts sont : des fissures de la matrice et des microcavités de celle-ci ; défauts d'adhérence entre les fibres et la matrice ; discontinuités des fibres. Ces différents défauts inhérents aux matériaux composites se développent par la suite causant la dégradation du matériau global au cours du temps. Le tableau suivant résume les modes de rupture des composites [35]fig.B.2.1.

Loading direction	Failure mechanism	Controller of time and temperature dependence	TTSP
Longitudinal tensile	Cumulative damage of fibers (Rosen's model)	Viscoelastic behavior of polymer matrix	Yes
Longitudinal compressive	Microbuckling of fibers	Viscoelastic behavior of polymer matrix	Yes
Transverse tensile	Matrix crack	Failure of polymer matrix	Yes

FIG. B.2.1 – *Mécanismes de rupture des matériaux composites unidirectionnels soumis à différents chargements [35]*

Perreux et Joseph ont travaillé en 1997 [42] sur des tubes de composites stratifiés verre/epoxy. Ces tubes sont soit soumis 3 chargements différents : en traction pure, avec une pression interne pure ou avec des extrémités fixes (chargement biaxial).

Le mode de ruine est différent pour ces trois chargements. En traction apparaît une grande fissure longitudinale et le délaminage est observé autour de cette fissure. La ruine est guidée par la matrice. En pression pure ou avec les extrémités fixes, la rupture est liée à celle des fibres ce qui conduit à des micro-fissures locales. Que ce soit en fatigue ou en statique, les faciès de rupture sont identiques.

B.2.2 Endommagement de la résine

Prenant le cas des fissures, outre leur rôle joué dans la propagation de l'humidité à l'intérieur du matériau, elles sont le lieu de concentrations de contraintes lorsque le matériau est soumis à un chargement. Christensen en 1981 [13] a développé un modèle de prédiction de durée de vie d'un matériau composite unidirectionnel en se basant

	Verre/polyester	Verre/vinylester	Carbone
Bai et al. 2008	Effet de la température		
Bai et Keller 2009	Tenue au feu		
Correia et al 2006	effet du vieillissement		
Koyanagi et al. 2007			capacité de transfert de contrainte
Guedes 2008	critère de rupture et durée de vie		Carbone/epoxy
Guedes 2009	critère de rupture		Verre/vinylester
Liao et al 1999		fatigue en flexion 4 points	
Noda et al 2007		sur composites vieillis à l'eau et NaCl	fluage du carbone/vinylester
Nishizaki et Neiarashi 2002		composites vieillis par l'eau	
Reifsnider et al. 2000	Stratégie pour l'évaluation de la résistance résiduelle		
karbhari et al. 2003	Etat de l'art de la durabilité des composites pultrudés		
Miyano et al 2008	Développement de la méthodologie des tests accélérés par le principe d'équivalence Temps-Température		
Fluage des composites pultrudés			
Holmes et Rahman 1980	flexion 4 pt sur poutre tube de 6m	20 mois	La flèche augmente de 110% au 1/3 de la charge ultime
Hollaway et Howard 1985	Structure en tube	14 mois	↗ de 6% de la déformation élastique pour des charge en dessous de 75% de la charge ultime
Bank et Mossallam 1992	flexion de portique en H et I	14 mois	E(t) diminue de 35% G(t) ↘ 46% en 10 ans
McClure et Mohammadi 1995	compression profilé angle et coupon	2500h	$\varepsilon(t)$ ↗ de 13.8% pour coupon $\varepsilon(t)$ ↗ de 14.4% pour angle
Scott et Zureick	coupon de profilé H	14 mois	$\varepsilon(t) - \varepsilon_0$ est de 12.75% 20et 60% de la charge ultime et de 13.07% pour 40% E(t) ↘ pas moins 20% au bout de 75 ans
Abdel magid et al. 2003	verre/polyéthylène et verre/epoxy	jusqu'à rupture à T 25 et 50°C	
Choi et Yuan 2003	profilé tube et I verre/polyester	4mois	E(t) ↘ de 30% en 50 ans
shao et Shanmugam 2004	flexion de palplanches en verre/polyester	12 mois	E(t) et G(t) ↘ de 36% la flèche ↗ de 50% en 30 ans

TAB. B.1.11 – Durabilité des composites unidirectionnels

sur la théorie de propagation des fissures. Son modèle est d'abord développé pour une résistance initiale donnée, puis l'auteur y a intégré une distribution de Weibull des résistances initiales du matériau. La comparaison des résultats de son modèle avec les résultats expérimentaux de Chiao (C.C. Chiao, " An accelerated Test for Predicting the Lifetime of Organic Fiber Composites ", Proceedings of the 3rd Biennial AIME Symposium on Failure Modes in Composites, Las Vegas, Nevada, 1976). Donne les résultats présentés fig.B.2.2.

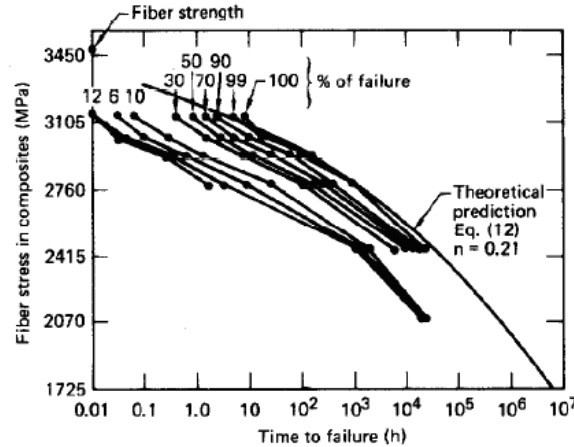
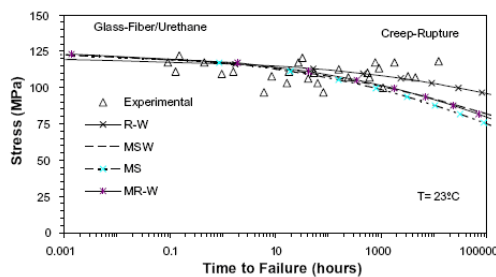
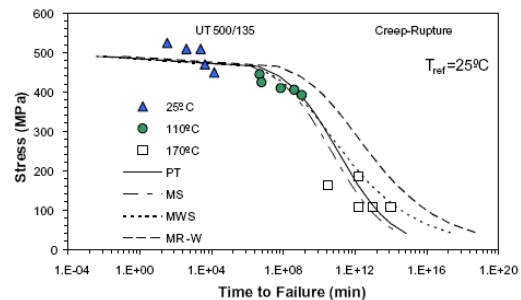


FIG. B.2.2 – Comparaison entre les prédictions de Christensen et les résultats expérimentaux de Chiao et al. [13]

L'auteur présente également les limites de son modèle : notamment il ne s'applique pas pour des temps longs car la modélisation du fluage se fait en loi de puissance non bornée. Il existe en réalité plusieurs modèles de prédiction de la durée de vie des composites. Leur comparaison est réalisée dans l'étude de Guedes de 2008 [20]. Plusieurs critères de ruine du matériau y sont comparés : en fluage, en fatigue à amplitude constante et variable. La comparaison est faite sur des exemples expérimentaux. Les graphiques qui suivent donnent les courbes d'évolution des résistances résiduelles en fonction du temps pour un stratifié carbone-époxy et un moulé E-verre/polyuréthane fig.B.2.3.



(a) Prédiction de durée de vie en fluage pour le composite verre/urethane



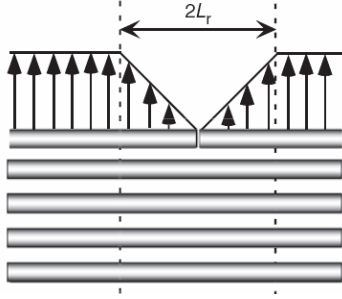
(b) Prédiction de durée de vie pour un stratifié carbone/epoxy

FIG. B.2.3 – Prédiction de durée de vie en fluage pour deux composites différents [20]

L'un de ces modèles a été développé par Reifsnider et al. [47]. Il met en place un formalisme général de l'endommagement des matériaux composites stratifiés. Ce

formalisme permet de prédire la durée de vie et la résistance résiduelle d'un matériau soumis à différents chargements : fatigue, fluage, température.

B.2.3 Dégradation de l'interface fibres/matrice



La dégradation de la résistance des matériaux composites est également liée à la dégradation du transfert de charges entre les fibres. Ceci est la conséquence d'une rupture d'interface entre les fibres et la matrice. Des travaux à ce sujet ont été menés par Koyanagi et al. en 2007 [28]. Ils ont étudié un matériau en traction car c'est uniquement en tension qu'on peut éliminer l'influence de la diminution de la résistance de la résine due à son comportement viscoélastique.

En traction les propriétés du matériau sont principalement liées à celles des fibres et non de la matrice. Le matériau étudié est un assemblage carbone/vinylester unidirectionnel. On rappelle que les fibres de carbone sont moins soumises aux effets de l'humidité que celles de verre ou d'aramide. L'état de l'interface entre les fibres et la matrice est caractérisé par la longueur de transfert des contraintes (comme montré sur le schéma). Le critère de rupture pour le modèle de durée de vie établi par Koyanagi et al. [28] est basé sur la déformation à rupture. En effet la contrainte de rupture dépend de deux choses : les propriétés d'interface fibre-matrice et de leur dégradation (comme la déformation à rupture) et aussi de la relaxation de la matrice en tension dans les conditions de test en déformation fixe. Alors que s'il n'y a pas de dégradation de l'interface entre les fibres et la matrice il ne doit pas y avoir de changement de la déformation à rupture selon la théorie GLS (global load sharing).

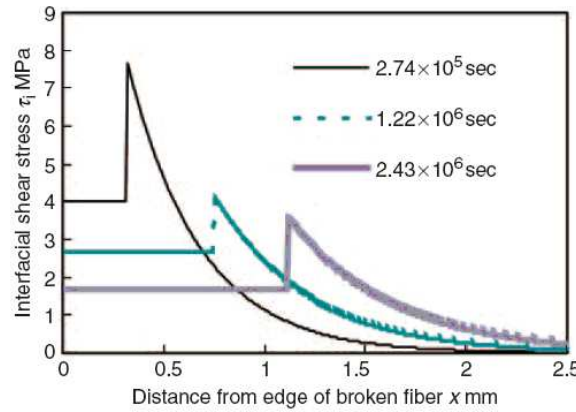


FIG. B.2.4 – Evolution de la distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface entre la fibre cassée et la matrice [28]

La figure ci-dessus B.2.4 montre l'évolution de la contrainte de cisaillement autour de la pointe de la fibre cassée avec le temps. On remarque sur cette courbe qu'il y a un pic de contrainte de cisaillement à la limite de décohésion entre la fibre et la matrice d'une part et d'autre part que la pointe de décohésion se déplace au cours du temps alors que la déformation appliquée à l'échantillon est constante. En utilisant ces résultats,

proches des résultats expérimentaux, les auteurs construisent un algorithme de calcul de la résistance résiduelle en traction. La dégradation de l'interface fibre/matrice peut être accélérée dans un environnement humide par exemple. Liao et al. en 1999 [29] ont travaillé sur la fatigue des matériaux composites pultrudés stratifiés verre/vinylester. Les auteurs ont observé le développement de fissures aux interfaces fibres/matrice d'autant plus importantes que la température ou l'humidité relative étaient importants.

B.3 Équivalence temps-température

Ce principe vient des observations expérimentales des matériaux viscoélastiques linéaires. Il a été observé que le comportement d'un matériau à une température élevée sur un temps court est identique au comportement observé pour une température inférieure sur un temps plus long.

Ce principe s'applique dans le cas d'une contrainte imposée, d'une déformation imposée ou dans le cas d'analyse dynamique. Ce principe s'écrit :

$$D(T_j, t) = D(T_0, a_{T_j/T_0} t)$$

avec a_{T_j/T_0} le facteur de glissement de la courbe à la température T_j par rapport à la température T_0 .

Comme les temps d'observation sont en général très longs, on utilise plutôt l'échelle log pour le temps :

$$D(T_j, \log t) = D(T_0, \log t + \log(a_{T_j/T_0}))$$

Ces relations sont valables pour des gammes de températures relativement étroites car sinon il faut aussi tenir compte de la variation de masse volumique des échantillons en fonction de la température. Pour connaître le comportement du matériau au bout d'un temps long, on trace des courbes maîtresses que l'on superpose par le biais du facteur de glissement (uniquement horizontal si la plage de température n'est pas très importante ou aussi vertical si on doit tenir compte de la modification de la masse des échantillons en fonction de la température). Par contre les courbes ne seront pertinentes que si certains principes sont respectés :

- le matériau doit être structurellement stable sur la plage de températures envisagées
- un seul type de processus viscoélastique doit intervenir sur la plage de temps et de températures envisagées (car les différents types de mouvements ne présentent pas les mêmes facteurs de glissement)

On suppose que la courbe maîtresse ait été construite à partir de données sur 4 décades de temps ou de fréquences et que les valeurs de facteurs de glissements sont concordantes à partir de deux mesures distinctes ($F(t)$ et $R(t)$ par exemple).

Miyano et Christensen [35] [38] [12] [11] ont élaboré un formalisme du principe d'équivalence temps-température et de la méthodologie de sa mise en place pour les matériaux composites. Cette méthodologie est basée sur trois principes. Ces derniers étant vérifiés, la méthode peut être appliquée. L'article de Miyano et al. de 2008 [35] résume cette méthode fig.B.3.1.

La méthode est expliquée en détails dans cet article. Pour résumer, la méthode consiste à étudier le matériau à court terme à une température élevée pour en déduire, au moyen de courbes maîtresses le comportement du matériau à long terme à une température inférieure. Un exemple de l'application de cette méthode peut être

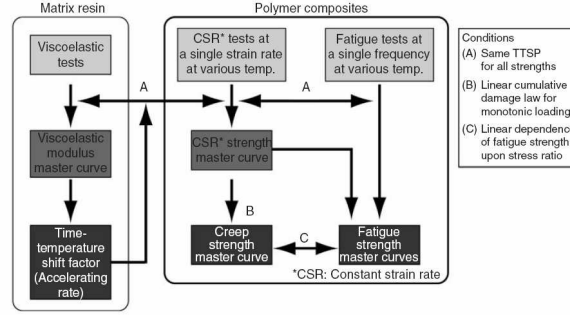


FIG. B.3.1 – Diagramme présentant le principe d'application de la méthode développée par Miyano et al. pour appliquer l'équivalence temps-température [35]

trouvé dans l'article cité précédemment. Un autre article de Noda et al. de 2007 [38] présente également un exemple d'application de cette méthode. Les auteurs y étudient le comportement à long terme d'un matériau composite stratifié carbone /vinylester en flexion. Les courbes d'évolution obtenues sont présentées dans la figure fig.B.3.2.

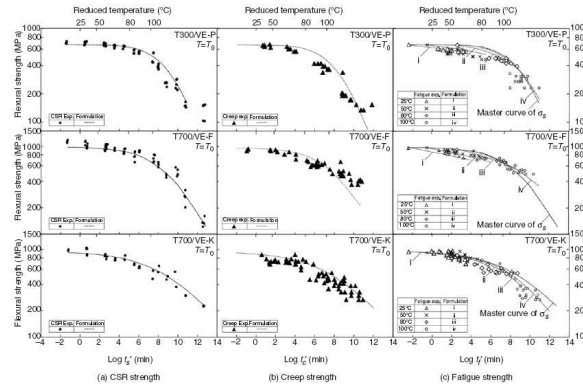


FIG. B.3.2 – Courbes maîtresses de différentes résistances en flexion [38]

Ainsi que la courbe de la fonction de fluage fig.B.3.3.

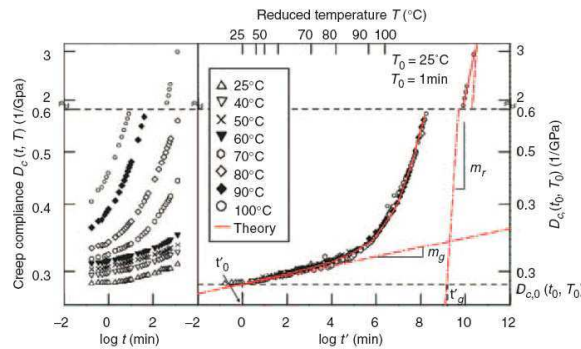
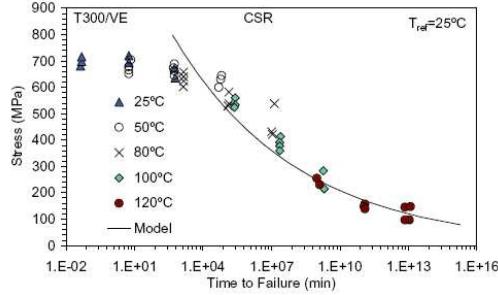


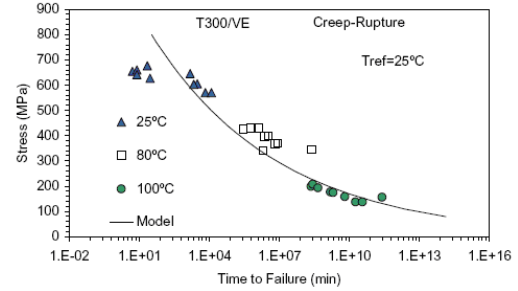
FIG. B.3.3 – Obtention de la courbe maîtresse de la fonction de fluage à partir de données sur plusieurs températures [38]

L'un des principes de l'application de la théorie d'équivalence temps-température de Miyano et Christensen : l'équivalence entre le comportement en fluage et en taux

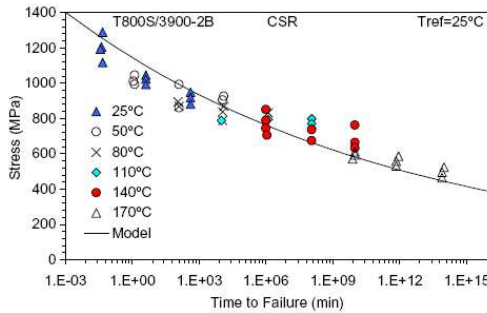
de déformation/contrainte constant (équivalent à la condition B sur le schéma-principe précédent) n'était supposé être vérifiée que par les matériaux obéissant à la loi d'endommagement linéaire. Guedes en 2009 [21] démontre que cette équivalence peut être appliquée même si le matériau ne suit pas la loi d'endommagement linéaire. Les courbes d'évolution de la résistance en fluage et à taux de déformation/contrainte constant en flexion ne diffèrent que par une constante multiplicative. L'illustration en est faite sur des exemples expérimentaux. Cas du carbone/vinylester fig.B.3.4 [21].



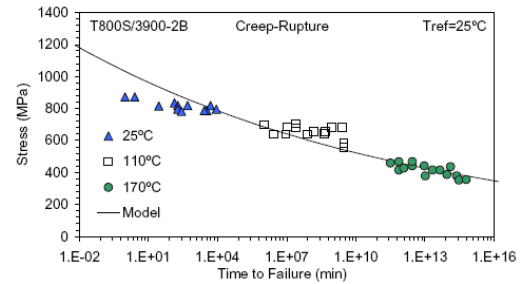
(a) *Durée de vie en flexion à taux de chargement constant pour un composite T300/VE*



(b) *Durée de vie en flexion en fluage pour un composite T300/VE*



(c) *Durée de vie en flexion à taux de chargement constant pour un composite T800*



(d) *Durée de vie en flexion en fluage pour un composite T800/3900-2B*

FIG. B.3.4 – *Comparaison entre les courbes maîtresses obtenues pour un taux de chargement constant et en fluage pour un matériau composite carbone/vinylester [21]*

B.4 Influence de facteurs environnementaux

B.4.1 Influence de l'humidité

Il est bien évident que l'eau affecte le comportement mécanique des matériaux composites. En effet plusieurs conséquences sont à noter telles que (cas du verre/polyester ou vinylester) (Kim et al. 2008 [26], Nishizaki et Meiarashi 2002 [37])

- diminution du module pouvant aller jusqu'à 30% pour des fortes concentrations en eau ou de solution NaCl ou alcalines
- diminution des résistances mécaniques.
- augmentation de la déformation à rupture qui peut atteindre le double de celle obtenue pour le composite à l'état sec.

Ces effets résultent en partie de deux phénomènes physiques qui ont une action sur la matrice et donc, une influence directe sur le comportement à long terme de matériaux

composites à matrice polymère : le gonflement et la plastification. Ces phénomènes sont parfois couplés et peuvent être responsables d'endommagements microstructuraux tels que la décohésion de fibres et de la matrice ou la fissuration de la matrice.

L'absorption d'eau par les matériaux composites entraîne un gonflement de la matrice polymère qui crée des contraintes résiduelles. Ces contraintes tridimensionnelles sont dues non seulement à la non uniformité de la distribution d'eau dans le composite mais aussi à l'incompatibilité géométrique du gonflement entre la matrice et les fibres. La diffusion d'eau dans un matériau polymère homogène crée des contraintes de compression sur les bords de l'éprouvette et des contraintes de traction en son centre. Appliqué à un matériau multiphasique tel que le matériau composite cela conduit à un état de contraintes complexe. Ces contraintes peuvent créer des microfissures, notamment pendant les régimes transitoires de températures et d'absorption d'humidité. D'où la baisse de la résistance du matériau. Il est donc important de connaître non seulement la cinétique de la sorption d'eau mais aussi le comportement au gonflement des différents constituants pour caractériser correctement le changement des propriétés mécaniques à long terme dû à l'absorption d'eau.

La plastification diminue la température de transition vitreuse T_g ceci provoque l'assouplissement du matériau c'est-à-dire une diminution de module de relaxation et une augmentation de la fonction de fluage (complaisance).

Perreux et al. [44] en 1997 ont étudié les effets de l'eau sur l'endommagement des tubes en composites verre/epoxy stratifiés. Les auteurs observent des modifications des propriétés mécaniques du matériau. Elles sont principalement dues à la matrice qui subit des changements chimiques et structuraux mais aussi aux fibres qui peuvent être corrodées, ces phénomènes étant fortement dépendant de la température. Les auteurs ont proposés deux modèles pour prévoir l'absorption de l'eau. Ces modèles supposent la réversibilité du phénomène, ce qui n'est pas toujours le cas en réalité. Comme le montre la figure suivante les modèles sont en bonne adéquation avec les résultats expérimentaux obtenus à 60°C fig.B.4.1. Les points représentent les données expérimentales, la courbe continue représente le modèle construit avec la loi de Langmuir et discontinue – avec la loi de Fick.

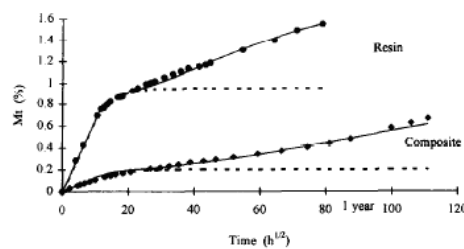


FIG. B.4.1 – Adéquation entre les résultats expérimentaux et les prévisions des modèles d'absorption d'eau par Perreux et al.[44]

Expérimentalement les auteurs ont observé que les phénomènes d'endommagement et d'absorption d'eau étaient fortement liés. D'un côté le matériau est endommagé plus rapidement lorsqu'il a absorbé de l'eau. De l'autre il absorbe plus rapidement l'eau s'il est déjà endommagé. On voit sur la figure suivante B.4.2 , où D_{zz} est une variable d'endommagement l'accélération de l'absorption d'eau pour un matériau endommagé.

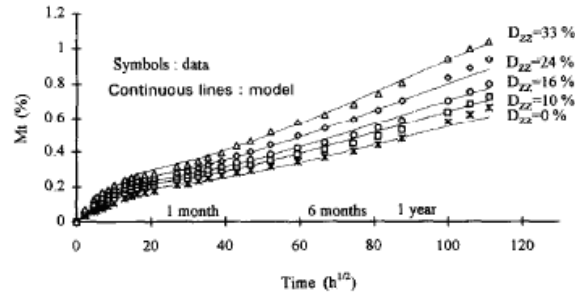


FIG. B.4.2 – Accélération de l'absorption d'eau par un matériau endommagé [44]

Les observations expérimentales ont été effectuées sur des périodes relativement courtes et les effets d'absorption d'eau sur ces périodes sont réversibles car l'hydrolyse de la matrice et la corrosion des fibres ne se sont pas encore produites. Par contre, lorsque cet effet devient irréversible il est nécessaire d'introduire un terme d'endommagement dû à l'eau. Le modèle proposé traduit l'accélération de l'endommagement dû à la présence d'eau. Une fois l'eau retirée, les propriétés mécaniques du matériau deviennent identiques à celles du matériau vierge.

En fatigue, l'effet de la teneur en eau sur la résistance du matériau est assez important. La figure B.4.3 suivante le montre .

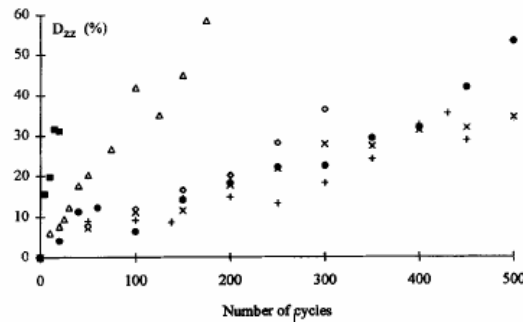


FIG. B.4.3 – Effet du vieillissement hydrothermique sur la résistance en fatigue d'un matériau composite. + séchés dans un four X sans vieillissement ◇vieillis pendant 15 jours ▲ vieillis pendant 2 mois ■ vieillis pendant 18 mois ● vieillis pendant 18 mois et séché dans le four [44]

L'humidité a pour effet sur les matériaux composites de diminuer leur résistance et leur température de transition vitreuse, ainsi que leurs propriétés mécaniques telles que le module d'Young. L'effet de l'humidité est d'autant plus important que le niveau de réticulation des résines de la matrice est bas. Ceci est une conséquence du fait que les sites restés libres sont d'avantage susceptibles de réaction avec l'eau. Les fibres de verre et les fibres aramides sont en plus elles-mêmes soumises à dégradation par l'humidité. D'après [25], pour éviter la pénétration de l'eau à l'intérieur du matériau il est conseillé d'introduire une couche de résine " d'enrobage " à l'extérieur des profils composites. Cette couche ne doit pas fissurer tout au long de l'utilisation du profilé. La réticulation doit être maximale avant la mise en service du matériau. La température de transition vitreuse obtenue doit être d'au moins 30°C supérieure à la température maximale d'uti-

lisation en cas d'environnements humides. Le comportement à long terme étant difficile à interpoler et les données disponibles peu nombreuses, il est conseillé d'utiliser les matériaux avec des taux de chargements inférieurs à 25% de la résistance maximale pour les matériaux composites à fibres de verres, 30% pour les fibres aramides et 40% pour les fibres de carbone. Les auteurs conseillés par [25] sont : Marom et Broutman (1981), Apicella et al. (1983), Pritchard et Speake (1987), Weitsman (1998, 1991), Zheng et Morgan (1993), Schutte (1994), Sonawala et Spontak (1996), Karbhari et Zhang (2003), Pritchard (1999). L'étude réalisée par Correia et al. [14] sur des matériaux composites pultrudés stratifiés verre/polyester illustre la dégradation des propriétés mécaniques de ce matériau sous l'effet de l'humidité. Voici les graphiques présentant les résultats en flexion fig.B.4.4.

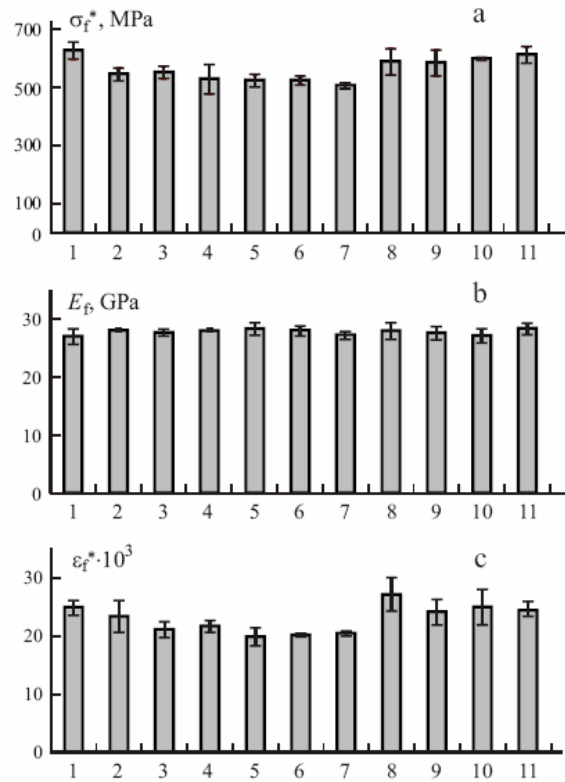
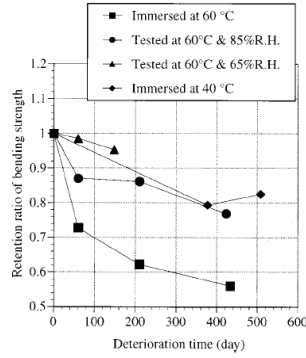


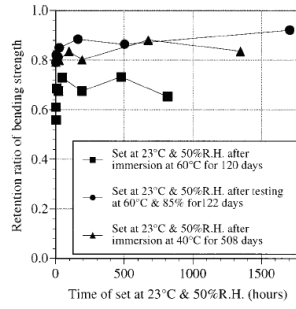
FIG. B.4.4 – *Résistance en flexion (a), Module d'Young (b), déformation à rupture (c) pour différentes conditions : 1-sans vieillissement, 2-20° C pendant 2160h, 3-20° C pendant 4320h, 4-20° C pendant 6480h, 5-60° C pendant 2160h, 6-60° C pendant 4320h, 7-60° C pendant 6480h, 8-QUV pendant 1642h, 9-QUV pendant 3304, 10-QUV pendant 4839, 11-QUV pendant 6346h [14]*

Une autre étude cette fois réalisée sur des matériaux pultrudés stratifiés verre-vinylester faite par Nishizaki et al. en 2002 [37] montre d'une part l'importance de la dégradation de l'interface fibre/matrice dans l'eau particulièrement à des températures élevées (photo ci-dessous). Cette dégradation se traduit en la diminution du module de flexion. Une autre expérience très intéressante à été réalisée : la mesure de la résistance en flexion d'échantillons ayant séché à température ambiante après la dégradation par la température et l'humidité. Cette expérience montre qu'une fois dégradés les matériaux n'avait qu'une faible récupération de leur résistance due à la récupération de la

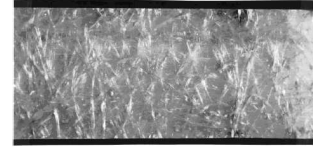
résistance de la matrice mais globalement le matériau restait définitivement endommagé (c'est la décohésion fibres–matrice) fig.B.4.5.



(a) Variation de la résistance en flexion à différents vieillissements



(b) Récupération légère de la résistance après un séchage des échantillons dans une atmosphère à 23°C et 50% HR



(c) Apparence du centre de l'échantillon (GFRP) après une exposition dans l'atmosphère à 60°C et 85% HR pendant 210 jours

FIG. B.4.5 – Perte de résistance dans des conditions humides [37]

Guedes et al. [19] en 2000 ont réalisé une étude des effets combinés de l'humidité et de la température élevée. Les résultats expérimentaux présentés sont réalisés sur des stratifiés quasiment unidirectionnels verre/époxy (PV 245). Le matériau est exposé à 75°C, 0, 24, 34, 73 et 92%HR pendant 1600 et 3100h. Avec ces temps d'exposition les mécanismes d'endommagement chimique sont inactifs comme le montre la spectroscopie infra rouge FF (fast-fourier). Par contre il y a réduction de la température T_g après exposition. Ceci est un indicateur de mécanismes physiques opérant à l'échelle moléculaire. Les effets physiques sont partiellement réversibles (pas de loi des mélanges applicable), il y a donc modification structurale à l'échelle moléculaire. Les deux graphiques suivant montrent les effets de ces réarrangements moléculaires : la baisse de T_g et la modification du comportement du matériaux B.4.6 et B.4.7.

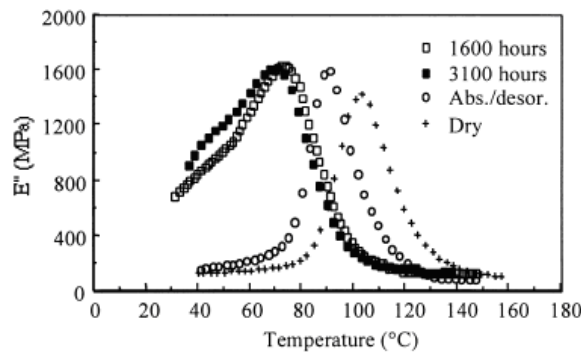


FIG. B.4.6 – Observation de la diminution de T_g par la méthode d'analyse dynamique thermomécanique [19]

Les résultats du vieillissement montrés dans la figure B.4.7 sont réversibles montrant encore une fois qu'il n'y a pas d'endommagement chimique des molécules. Les deux

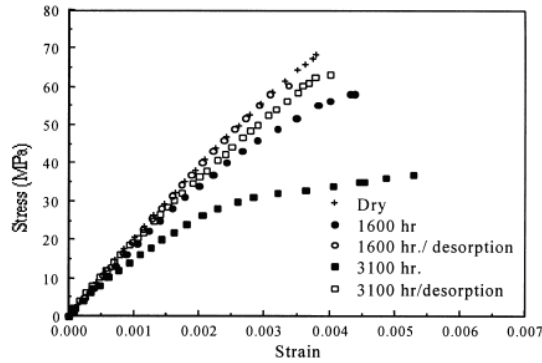


FIG. B.4.7 – *Modification du comportement du matériaux soumis à un vieillissement prolongé [19]*

résultats combinés indiquent un réarrangement du réseau moléculaire résultant en un volume libre plus important. Le temps d'exposition est très long (différences importantes entre 1600 et 3100h alors que T_g est restée constante sur cette période). Une explication pour cela peut être le comportement viscoélastique et notamment l'intervention de la plastification de la matrice. La légère différence entre les courbes de comportement initiales et après recouvrement peut être interprétée par l'hystérésis du comportement viscoélastique. Il a également été montré que les influences de la température et de l'humidité sur le comportement du matériau sont interdépendantes et il n'est donc pas possible d'appliquer une méthode d'équivalence temps-humidité-température.

B.4.2 Feu

Le feu résulte d'une élévation très forte de la température du matériau. La combustion de la matrice résulte en sa gazéification. Les renforts étant eux ignifugés, une fois la couche extérieure de matrice consommée, elle se transforme en une couche de gaz servant d'isolant ralentissant la propagation de la chaleur dans la profondeur du matériau. Lorsque la température atteint la température de transition vitreuse les propriétés mécaniques du matériau diminuent significativement mais sont réversibles. Par contre lorsque la température de décomposition (environ 232°C pour les composites verre-vinylester) est dépassée non seulement les propriétés mécaniques du matériau diminuent drastiquement mais cette dégradation devient irréversible [25]. Les auteurs recommandés par [25] sont : Sorathia et al. (1997), Sorathia et al. (1993), Milke et Vizzini (1993), Ohlemiller et Cleary (1999), Scudamore (1994), Dao et Asaro (1999), Ohlemiller et Sheids (1999)

B.4.3 Solutions alcalines

Les conclusions de [25] sur les mesures à prendre pour la conception des composites en utilisation dans des milieux alcalins sont les suivantes : les résines polyester doivent être évitées car incapables de protéger les fibres suffisamment. On leur préférera les résines époxy et vinylester. Une couche de résine " d'enrobage " doit exister comme dans le cas d'environnements humides. La réticulation de la résine doit également être maximale avant la mise en service du matériau. Il est recommandé de ne charger les

GFRP et AFRP qu'à 30% de leur résistance maximale et les composites à fibres de carbone à 40%. Les auteurs conseillés par [25] sont : Sen et al. (1993), Bank et al. (1995), Katsuki et Uomoto (1995), GangaRao et Vijay (1997), Porter et Barnes (1998), Chin et al. (1999, 2001), Zhang et Karbhari (1999).

B.4.4 Température

Les températures inférieures à 0°C engendrent un durcissement de la résine qui peut provoquer des microfissures dans la matrice et par conséquent la dégradation de l'interface entre elle et les fibres. Les dégradations dues aux cycles gel-dégel peuvent être accélérés par la présence de sel et par les effets de l'eau : gonflements et séchage. Des températures supérieures à celle de la mise en œuvre peuvent amener d'abord un recuit puis une dégradation thermique du matériau. Il est fortement recommandé de ne pas utiliser les matériaux au-delà de leur température de transition vitreuse et il est conseillé d'avoir la température de transition vitreuse de 30°C supérieure à la température maximale d'utilisation [25]. Les auteurs recommandés par [25] sont : Lord et Dutta (1988), Dutta (1988), Gomez et Casto (1996), Karbhari et Engineer (1996), Green et al. (2000), Miyano et al. (1999). L'augmentation de la température déclenche une restructuration de la matrice, ce qui entraîne une dégradation des propriétés mécaniques du matériau global. Ces restructurations correspondent à des mouvements de relaxation (changements conformationnels dans les chaînes de polymères) ayant une certaine cinétique. Ainsi la vitesse de changement de température ambiante a une importance. Par exemple si la température évolue trop rapidement le matériau ne suit pas et la baisse (par exemple) du module d'Young ne sera pas aussi importante au bout d'un temps donné que si la variation de température était moins rapide. Le graphique qui suit en donne un aperçu fig.B.4.8.

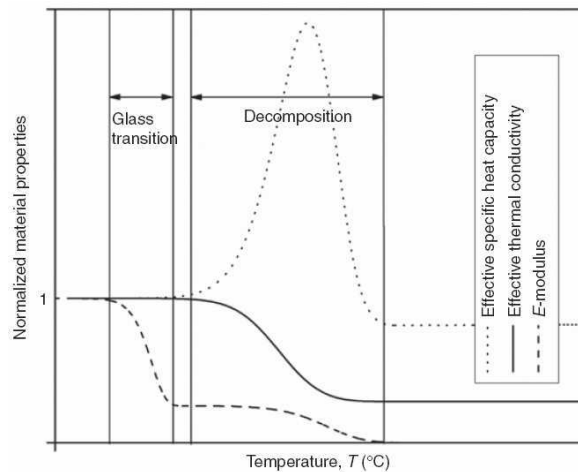
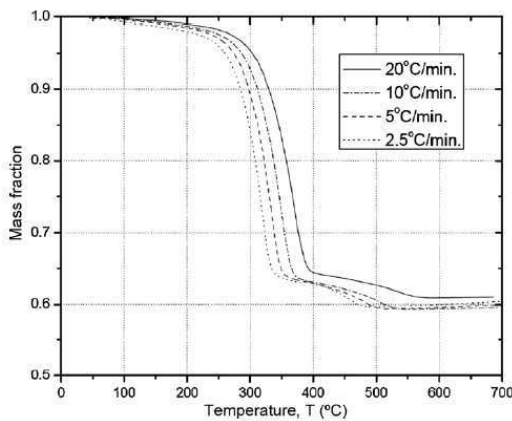


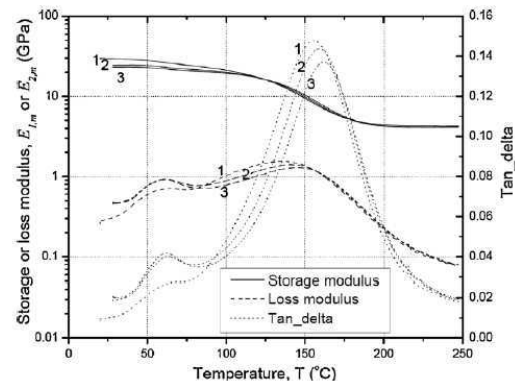
FIG. B.4.8 – Variation des propriétés du matériau en fonction de la température [5]

La baisse du module d'Young s'explique par les restructurations des chaînes lors de la transition vitreuse puis par la loi des mélanges au-delà de la décomposition. En effet le matériau décomposé perd la plupart de ses liaisons et n'a qu'une faible raideur. Mélangé avec du matériau sain l'ensemble a des propriétés mécaniques affaiblies. La baisse de la conductivité thermique vient de la loi des mélanges également : le matériau décomposé a une faible conductivité thermique. L'augmentation de la capacité thermique vient du

fait que la réaction de décomposition est endothermique. Une fois celle-ci terminée la capacité thermique du matériau revient à un niveau plus bas : celui du matériau décomposé. [6] Une étude de l'évolution des propriétés physiques des matériaux composites pultrudés E-verre/polyester avec la température a été réalisée par Bai et al. en 2008 [6]. Ces paramètres sont : la capacité calorifique, la conductivité thermique, le module et le taux de décomposition. La température de décomposition avoisine les 300°C et les tests sont fait jusqu'à 700°C pour certains. La courbe d'évolution de la masse montre le déclenchement de la décomposition (graphique de gauche). Le graphique à droite montre l'évolution du module de conservation et de perte ainsi que le déphasage (tan delta) en fonction de la température fig.B.4.9 :



(a) Perte de masse du matériau en fonction de la température à différentes vitesses d'élévation de température



(b) Les variations de modules de stockage, de perte et du $\tan\delta$ en fonction de la température

FIG. B.4.9 – Variation des différentes propriétés du matériau composite en fonction de la température et de la vitesse d'élévation de celle-ci [6]

Une deuxième étude de Bai et al. en 2009 [5] porte d'avantage sur le rôle joué par la cinétique des transformations s'opérant dans le matériau. Les auteurs y introduisent un degré de transition vitreuse ou de décomposition et construisent à partir de là un modèle de l'évolution des propriétés physique du matériau en fonction du temps étant donné un scénario d'évolution de température. Ce modèle est basé sur les phénomènes physico-chimiques mis en jeu (voir plus haut), contrôlés pour la plupart par une loi d'Arrhenius.

B.4.5 Fatigue

Les auteurs recommandés par [25] sont : Mandell (1982), Liao et al. (1998), Konur et Matthews (1989), Mandell et al. (1985), Branco et al. (1995), McBagonluri et al. (2000), Reifsnider (1991) Liao et al. ont travaillé en 1999 [29] sur le comportement en fatigue des matériaux pultrudés stratifiés verre/vinylester dans des environnements différents (eau, solutions de sel, température élevée). Voici leurs conclusions : un vieillissement dans les solutions de sel ou dans l'eau à température ambiante provoque une dégradation entre 6 et 13% de la résistance à la flexion. Mais le module n'est pas affecté. Pour des chargements cycliques supérieurs à 45% de la résistance initiale, les échantillons présentent un comportement indépendant de l'environnement et dépendant uniquement du char-

gement. Entre 30 et 45% c'est un régime de dépendance du comportement en fonction du chargement et aussi de l'environnement. Le vieillissement préalable dans l'eau ou dans des solutions de sel n'a pas d'influence sur le comportement des échantillons dans un chargement cyclique dans ces mêmes solutions. Le vieillissement accéléré à 75°C a une influence : il diminue la durée de vie. Cet effet est d'autant plus visible que le chargement est élevé. L'effet de la détérioration de l'interface fibre – matrice est évident (voir paragraphe perte de résistance).

B.4.6 UV

Les UV ne sont pas eux-mêmes responsables de la ruine du matériau car ils ont de l'effet que sur une couche extérieure mince de celui-ci. Par contre les dégradations causées par ces ondes sur la surface induisent une fragilité de celle-ci qui à son tour provoque la propagation de fissures dans la matrice de la surface vers la masse du matériau fragilisant ainsi l'ensemble [25]. Une couche protectrice doit être utilisée pour empêcher la dégradation de la surface de la matrice. Les auteurs recommandés par [25] sont : Roylance et Roylance (1976), Trabocco et Stander (1976), George et al. (1997), Lucki et al. (1981), Chin et al. (1997), Monney et al. (1998), Liao et Tseng (1998) On peut également se référer à l'étude de Correia et al. [14] des matériaux composites pultrudés stratifiés verre/polyester soumis aux effets de l'humidité, de la température et des UV. On y retrouve les mêmes conclusions que dans [25] c'est-à-dire que les UV ne détériorent pas directement les matériaux mais contribuent à accélérer son endommagement en altérant l'état de surface de celui-ci l'exposant aux effets de l'humidité et de la concentration de contraintes autour des fissures créées.

B.5 Données générales sur les matrices polymères

Tirées de Jean-Louis Halary, Françoise Lauprêtre, Lucien Monnerie, Mécanique des matériaux polymères, Belin 2008, ISSN 1635-8414 [22]

B.5.1 Définitions générales.

Les polymères peuvent être classés en **quatre catégories** : les polymères amorphes non réticulés, thermoplastiques semi cristallins, réseaux thermodurcissables et les élastomères réticulés.

Ces polymères sont distingués par la courbe d'évolution du module d'Young en fonction de la température. Cette courbe peut présenter entre autres, un nombre distinct de paliers.

Les polymères amorphes non réticulés (plat de spaghettis : enchevêtrements physiques et non chimiques) sont caractérisés par une courbe présentant deux paliers. Sur le premier palier (1GPa) c'est un solide vitreux. Sur le deuxième (10^9 Pa, chute à environ T_g), plus ou moins marqué selon la présence d'enchevêtrements (plus large si nombreux enchevêtrements), c'est un solide caoutchoutique. Puis, lorsque son module d'Young s'effondre, c'est un liquide visqueux.

Les polymères thermoplastiques semi-cristallins présentent 3 paliers. Sur le premier (1GPa) c'est un solide rigide. Sur le deuxième (100MPa chute à T_g) c'est un solide souple, sur le troisième, plus ou moins marqué comme précédemment (1MPa chute à T_f) c'est un solide caoutchoutique, puis son module d'Young s'effondre et ça

devient un liquide visqueux. C'est un assemblage de chaînes distribuées chaotiquement (caractérisées par Tg) et de domaines cristallins (caractérisés par Tf).

Les réseaux thermodurcissables présentent deux plateaux. Le premier (1GPa) caractérise un état solide rigide. A une température de transition vitreuse Tg le module d'Young diminue (chute de un ou deux ordres de grandeur, chute d'avantage si la masse molaire de réticulation, notée Mr et égale à la masse molaire entre réticulation, est plus importante). Le deuxième plateau représente l'état de solide caoutchoutique. Il n'y a pas de transformation en liquide visqueux mais décomposition chimique directement.

Les élastomères réticulés présentent une allure générale de la courbe $E(T)$ identique à celle des réseaux thermodurcissables. Dans les deux cas les réseaux sont 3D et ne peuvent pas passer à l'état liquide. Seule la décomposition est possible. La différence entre les deux types de polymères et d'une part le degré de réticulation plus élevé pour les élastomères réticulés et la température de la transition vitreuse plus basse pour ces derniers.

Remarque : **degré de réticulation** : nombre de sites libres des chaînes polymères. Les autres sites s'étant associés entre eux par des liaisons chimiques. D'où l'impossibilité de passer à un état liquide car il faudrait alors rompre des liaisons.

La transition vitreuse est le passage du premier plateau au deuxième. Elle se produit à une température Tg lorsqu'elle est activée thermiquement. Mais elle peut aussi être activée mécaniquement et ce à une température $T\alpha$ (les mouvements des chaînes correspondants sont appelés mouvements α c'est la relaxation principale). C'est l'expression mécanique de Tg . $T\alpha$ est aussi appelée température de relaxation principale.

La loi WLF ou Williams, Landel et Ferry donne la relation entre le temps de corrélation (égal à la durée des mouvements coopératifs de grande ampleur de la chaîne principale résultants de changements conformationnels) à une température T et à une température T_0 de référence.

Le phénomène de plastification est le phénomène correspondant à l'abaissement de la température de transition vitreuse ou de la température de relaxation principale α d'un polymère. Cet abaissement résulte de la présence dans le milieu d'une molécule de faible masse molaire, totalement miscible au polymère. Cette molécule est appelée plastifiant. Ceci permet d'adapter l'état du polymère aux températures d'utilisation (souple/rigide à T donnée). Mais cette plastification peut être subie : les polymères polaires. Ils sont sensibles à l'humidité. L'eau constitue alors un plastifiant et abaisse la température de transition vitreuse et $T\alpha$ du polymère.

La différence entre les points de réticulation chimiques et les enchevêtrements physiques est que les premiers sont permanents (sauf dégradation chimique) alors que les seconds sont transitoires. Ils peuvent disparaître sous des actions extérieures telles que l'élévation de température ou contrainte physique. De plus la manifestation de ces derniers est fortement liée au temps d'observation et à la fréquence de sollicitation. " Si on tire vite sur un spaghetti tout le plat vient avec. Alors que si on tire dessus doucement on a des chances de le sortir seul ".

Il existe également d'autres **phénomènes de relaxation**, notamment les mouvements β des chaînes principales ou de substituant latéraux. Ces mouvements de relaxation peuvent être bloqués entre autres par des additifs... tels que les plastifiants ce qui résulte en un phénomène d'antiplastification. Les courbes d'évolution du module d'Young en sont modifiées.

B.5.2 Comportements mécaniques des polymères solides.

La viscoélasticité qui correspond à la dépendance des propriétés physiques d'un matériau en fonction du temps et de la température est un phénomène lié à la mobilité moléculaire.

Le comportement élastique a deux origines : énergétique et entropique. La première se traduit concrètement en une modification des longueurs des liaisons atomiques et en la modification des angles de valence. La deuxième correspond aux changements conformationnels induits par l'étirage. Les modifications des angles de valence se produisent les premiers (l'énergie nécessaire est plus faible). Les changements conformationnels se produisent au-delà de T_g car la mobilité moléculaire est indispensable. La plupart du temps il y a compétition entre ces deux types de réponse. On appelle élasticité vraie l'élasticité d'origine énergétique (sans modifications conformationnelles) observée à basse température. On appelle hyperélasticité l'élasticité d'origine entropique. Le module d'Young de l'hyperélasticité est environ 1000 fois plus petit que celui de l'élasticité vraie.

Le comportement viscoélastique s'exprime de manières différentes selon que le matériau étudié soit réticulé ou non. En ce plaçant dans le cas de la viscoélasticité linéaire (déformations comprises entre 10^{-3} et 10^{-2}) on a les résultats suivants :

Pour des **sollicitations transitoires (fluage et relaxation)** :

On peut décomposer la réponse d'un matériau viscoélastique à une expérience de fluage en 5 parties. Ces 5 parties correspondent aux 5 segments de la courbe de la réponse en déformation du matériau. Que le matériau soit un réseau tridimensionnel (réticulé) ou un polymère non réticulé, les deux premières étapes de la réponse sont identiques : une réponse élastique instantanée (déformation instantanée dès l'application du chargement proportionnelle à celle-ci) puis une déformation différée qui traduit le comportement viscoélastique du matériau. Puis suivant la nature du matériau deux réponses sont possibles. Pour les réseaux tridimensionnels rien ne se passe : la déformation reste constante si le chargement n'évolue pas. Pour les polymères non réticulés il y a évolution de la déformation : elle augmente linéairement dans le temps. C'est un processus visqueux. Lors du déchargement les deux types de matériaux recouvrent d'abord la déformation élastique (recouvrance instantanée) puis la déformation viscoélastique (recouvrance progressive). Pour les réseaux tridimensionnels il n'y a pas de déformation résiduelle. Par contre pour les matériaux non réticulés il subsiste une déformation résiduelle due à l'écoulement visqueux du matériau qui s'est produit.

On définit la fonction de fluage par : $F(t) = \varepsilon(t)/\sigma$ (elle a les dimensions d'un complaisance et s'exprime en Pa^{-1})

On peut également faire l'étude d'une réponse de ces deux types de matériaux à une expérience de relaxation. Pour les matériaux réticulés, il y a d'abord apparition de la contrainte élastique instantanée dès l'application de la déformation. Puis il y a relaxation et donc diminution de la contrainte de manière non linéaire jusqu'à une contrainte résiduelle non nulle. Pour les matériaux non réticulés il y a également la phase d'apparition de la contrainte élastique puis diminution de la contrainte de manière non linéaire jusqu'à la contrainte nulle au bout d'un temps très long. Ce processus est la signature d'un phénomène visqueux.

On définit la fonction de relaxation par :

$R(t) = \sigma(t)/\varepsilon$ (elle a les dimensions d'un module et s'exprime en Pa)

Pour des **sollicitations sinusoïdales (fatigue)** :

Considérons une expérience de fatigue avec un chargement en déformation sinusoïdal. Alors ce chargement peut s'écrire : $\gamma = \gamma_0 \sin(\omega t)$ et la réponse du matériau se traduit par une contrainte τ . Le caractère viscoélastique du matériau se manifeste par un décalage de la réponse en contrainte par rapport à la sollicitation en déformation. Ce déphasage d'un angle δ s'écrit :

$\tau = \tau_0 \sin(\omega t + \delta)$. Si le matériau était parfaitement élastique ce décalage serait nul. S'il était parfaitement visqueux il serait de $\pi/2$. En appliquant la décomposition du sinus d'une somme, on arrive à :

$\tau = \tau_0 \cos \delta \sin(\omega t) + \tau_0 \sin \delta \sin(\omega t + \pi/2)$ ou encore $\tau = \gamma_0 G' \sin(\omega t) + \gamma_0 G'' \sin(\omega t + \pi/2)$.

Avec $G' = \tau/\gamma_0 \cos \delta$ et $G'' = \tau_0/\gamma_0 \sin \delta$

G' est alors appelé module de conservation et G'' module de perte. On peut alors en déduire un module complexe G^* . Pour justifier les termes de module de conservation et module de perte, on peut faire un calcul énergétique qui associe à G' une puissance stockée dans le matériau pendant un quart de période et restituée pendant le quart de période suivant et à G'' la puissance dissipée dans le matériau. L'exemple était traité en cisaillement mais les équations restent valables en traction - compression en remplaçant G par E , le module d'Young.

Le **principe d'équivalence temps - température** (connu depuis les années quarante) vient des observations expérimentales des matériaux viscoélastiques. Il a été observé que le comportement d'un matériau à une température élevée sur un temps court est identique au comportement observé pour une température inférieure sur un temps plus long. Ce principe s'applique dans le cas d'une contrainte imposée, d'une déformation imposée ou dans le cas d'analyse dynamique. Ce principe s'écrit :

$$D(T_j, t) = D(T_0, a_{T_j/T_0} t)$$

dans lequel a_{T_j/T_0} est le facteur de glissement. Comme les temps d'observation sont en général très longs, on utilise plutôt l'échelle log pour le temps :

$$D(T_j, \log t) = D(T_0, \log t + \log(a_{T_j/T_0}))$$

Ces relations sont valables pour des gammes de températures relativement étroites car sinon il faut aussi tenir compte de la variation de masse des échantillons en fonction de la température.

Pour connaître le comportement du matériau au bout d'un temps long, on trace des courbes maîtresses que l'on superpose par le biais du facteur de glissement (uniquement horizontal si la plage de température n'est pas très importante ou aussi vertical si on doit tenir compte de la modification de la masse des échantillons en fonction de la température). Par contre les courbes ne seront pertinentes que si certains principes sont respectés :

- le matériau doit être structurellement stable sur la plage de températures envisagées
- un seul type de processus viscoélastique doit intervenir sur la plage de temps et de températures envisagées (car les différents types de mouvements ne présentent pas les mêmes facteurs de glissement)

On suppose que la courbe maîtresse ait été construite à partir de données sur 4 décades de temps ou de fréquences et que les valeurs de facteurs de glissements sont concordantes à partir de deux mesures distinctes ($F(t)$ et $R(t)$ par exemple).

Il existe **deux mécanismes de rupture et de l'endommagement** de la matière dans le cas des matériaux polymères. Le premier est la formation de bandes de cisaillement et le deuxième est la formation de craquelures qui se transforment par la suite en fissures. Les bandes de cisaillement peuvent être plus ou moins larges en fonction de la structure chimique du matériau, de la température et de la vitesse de déformation. La morphologie des craquelures est elliptique, les deux faces de la craquelure sont reliées par des fibrilles colinéaires à la direction de la traction délimitant des microvides. Par la suite ces craquelures peuvent se transformer en fissures par rupture des fibrilles. A l'origine des craquelures on trouve des vides dus à un défaut de fabrication ou des cavités dues à la relaxation de la triaxialité des contraintes. Puis il y a concentration des contraintes au voisinage de ces microvides. Cette concentration de contraintes provoque une déformation plastique du matériau. Ainsi on se retrouve avec une couche d'élastomère entre deux couches rigides. Il y a un problème d'adhésion, formation de microvides et de fibrilles. Au cours de la propagation de la tête de fissure ou de l'allongement de la craquelure ces fibrilles sont soumises à un allongement qui est effectué soit au moyen de glissement entre chaînes si les molécules sont mobiles soit d'une déformation plastique de ces fibrilles. Dans les deux cas les fibrilles finissent par céder. Leur rupture permet la propagation de la fissure.

Bibliographie

- [1] B. Abdel-Magid, G. Smith R. Lopez-Anido and, and S. Trofka. Flexure creep properties of e-glass reinforced polymers. *Composite Structures*, 62(3) :247–253, 2003.
- [2] Y. A. Al-Salloum and T. H. Al-Musallam. Creep effect on the behavior of concrete beams reinforced with gfrp bars subjected to different environments. *Construction and Building Materials*, 21 :1510–1519, 2007.
- [3] J. Andersons, R. Joffe, M. Hojo, and S. Ochiai. Glass fiber strength distribution determined by common experimental methods. *Composites Science and Technology*, 62 :131–145, 2002.
- [4] F. Ascione, V.P. Berardi, L. Feob, and A. Giordano. An experimental study on the long-term behavior of cfrp pultruded laminates suitable to concrete structures rehabilitation. *Composites : Part B*, 39 :1147–1150, 2008.
- [5] Y. Bai and T. Keller. Time dependence of material properties of frp composites in fire. *Journal of Composite Materials*, 43(21), 2009.
- [6] Y. Bai, N. L. Post, J. J. Lesko, and T. Keller. Experimental investigations on temperature-dependent thermo-physical and mechanical properties of pultruded gfrp composites. *Thermochimica Acta*, 469 :28–35, 2008.
- [7] L.C. Bank and A.S. Mosallam. Creep and failure of a full-size fiber-reinforced plastic pultruded frame. *Composites Engineering*, 2(3) :213–227, 1992.
- [8] Sébastien Blassiau. *Modélisation des phénomènes microstructuraux au sein d'un composite unidirectionnel carbone/epoxy et prédiction de durée de vie : contrôle et qualification de réservoirs bobinés*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2005.

- [9] S. W. Bradley, P. M. Puckett, W. L. Bradley, , and H. J. Sue. Viscoelastic creep characteristics of neat thermosets and thermosets reinforced with e-glass. *Journal of Composites Technology and Research*, 20(1) :51–60, 2003.
- [10] Y. Choi and R.L. Yuan. Time-dependent deformation of pultruded fiber reinforced polymer composite columns. *Journal of Composites for Construction (ASCE)*, pages 356–362, 2003.
- [11] R. Christensen and Y. Miyano. Stress intensity controlled kinetic growth and stress history dependent life prediction with statistical variability. *International Journal of Fracture*, 137 :77–87, 2006.
- [12] R. Christensen and Y. Miyano. Deterministic and probabilistic lifetimes from kinetic crack growth - generalized forms. *International Journal of Fracture*, 143 : 35–39, 2007.
- [13] R.M. Christensen. Lifetime predictions for polymers and composites under constant load. *Journal of Rheology*, 25 :517–528, 1981.
- [14] J. R. Correia, S. Cabral-Fonseca, F.A. Branco, J. G. Ferreira, and M. P. Rodrigues M. I. Eusébio. Durability of pultruded glass-fiber-reinforced polyester profiles for structural applications. *Mechanics of composite Materials*, 42(4), 2006.
- [15] C. Douthe, O. Baverel, and J.F. Caron. Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, 47(1) :53–62, 2006.
- [16] C. Douthe, J.F. Caron, and O. Baverel. Gridshell structures in glass fibre reinforced polymers. *Construction and Building Materials*, 24(9) :1580–1589, 2010.
- [17] G. Foray, M. R’Mili, and A. Descamps-Mandine. Comparative fiber defect size distribution analysis by afm and bundle tensile test. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [18] S.L. Gao, E. Mäder, and R. Plonka. Nanocomposite coatings for healing surface defects of glass fibers and improving interfacial adhesion. *Composites Science and Technology*, 68 :2892–2901, 2008.
- [19] R. M. Guedes, J.J.L. Morais, A. T. Marques, and A. H. Cardon. Prediction of long-term behaviour of composite materials. *Computers and Structures*, 76 :183–194, 2000.
- [20] R.M. Guedes. Creep and fatigue lifetime prediction of polymer matrix composites based on simple cumulative damage laws. *Composites : part A*, 39 :1716–1725, 2008.
- [21] R.M. Guedes. Relationship between lifetime under creep and constant stress rate for polymer-matrix composites. *Composites Science and Technology*, 69 :1200–1205, 2009.
- [22] J.-L. Halary, F. Lauprêtre, and L. Monnerie. *Mécanique des matériaux polymères*. Belin, 2008.

- [23] L. Hollaway and C. Howard. Some short and long term loading characteristics of doublelayer skeletal struture manufactured from pultruded composites. pages 788–808, 1985.
- [24] M. Holmes and T.A. Rahman. Creêp behaviour of glass reinforced plastique. *Composites*, pages 79–85, 1980.
- [25] V.M. Karbhari, J. W. Chin, D. Hunston, B. Benmokrane, T. Juska, R. Morgan, J.J. Lesko, U. Sorathia, and D. Reaynaud. Durability gap analysis for fiber-reinforced polymer composites in civil infrastructure. *Journal of Composites for Construction*, 7(3) :238–247, 2003.
- [26] H.Y. Kim, Y.H. Park, Y.J. You, and C.K. Moon. Short-term durability test for gfrp rods under various environmental conditions. *Composite Structures*, 83 :37–47, 2008.
- [27] A. Kouadri-Boudjelthia, A. Imad, A. Bouabdallah, and M. Elmeguenni. Analysis of the effect of temperature on the creep parameters of composite material. *Materials and Design*, 30 :1569–1574, 2009.
- [28] J. Koyanagi, H. Hatta, F. Ogawa, and H.Kawada. Time-dependent reduction of tensile strength caused by interfacial degradation under constant strain duration in ud-cfrp. *Journal of Composite Materials*, 41(25) :3007–3026, 2007.
- [29] K. Liao, C.R. Schultheisz, and D.L. Hunston. Long-term environmental fatigue of pultruded glass-fiber-reinforced composites under flexural loading. *International Journal of Fatigue*, 21 :485–495, 1999.
- [30] N. Lissart and J. Lamon. Statistical analysis of sic fiber failure in the presence of bimodal flaw populations. In *Advanced Structural Fiber Composites*, 1995.
- [31] D. Loidl, O. Paris, H. Rennhofer, M. Müller, and H. Peterlik. Skin-core structure and bimodal weibull distribution of the strength of carbon fibers. *Carbon*, 45 : 2801–2805, 2007.
- [32] G. McClure and Y. Mohammadi. Compression creep of pultruded e-glass-reinforced-plastic angles. *Journal of Material in Civil Engineering (ASCE)*, pages 269–276, 1995.
- [33] E. Mäder, S. Gao, and R. Plonka. Static and dynamic properties of single and multi-?ber/epoxy composites modi ?ed by sizings. *Composite Science and Technology*, 67 :1105–1115, 2007.
- [34] E. Mäder, S. Gao, R. Plonka, and J. Wang. Investigation on adhesion, interphases, and failure behaviour of cyclic butylene terephthalate (cbt)/glass ?ber composites. *Composite Science and Technology*, 67 :3140–3150, 2007.
- [35] Y. Miyano, M. Nakada, and H. Cai. Formulation of long-term creep and fatigue strengths of polymer composites based on accelerated testing methodology. *Journal of composite materials*, 42(18) :1897–1919, 2008.
- [36] A.S. Mosallam and L.C. Bank. Short-term behavior of pultruded fiber-reinforced plastic frame. *Journal of Structural Engineering*.

- [37] I. Nishizaki and S. Meiarashi. Long-term deterioration of gfrp in water and moist environment. *Journal of Composites for Construction*, 6(1), 2002.
- [38] J. Noda, M. Nakada, and Y. Miyano. Statistical formulation for time-temperature dependant flexural strength of cfrp laminates. *Journal of reinforced plastics and composites*, 26(18), 2007.
- [39] N. Ohno and T. Miyake. Stress relaxation in broken fibers in unidirectional composites : modelling and application to creep rupture analysis. *International Journal of Plasticity*, 15 :167–189, 1999.
- [40] Yu. Paramonov and J. Andersons. A family of weakest link models for fiber strength distribution. *Composites. Part A : applied science and manufacturing*, 38 :1227–1233, 2007.
- [41] Oskar Paris, Dieter Loidl, and Herwig Peterlik. Texture of PAN - and pitch-based carbon fibers. *Carbon*, 40 :551–555, 2002.
- [42] D. Perreux and E. Joseph. The effect of frequency on the fatigue performance of filament-wound pipes under biaxial loading : experimental results and damage model. *Composites Science and Technology*, 57 :353–364, 1997.
- [43] D. Perreux and D. Lazuardi. The effect of residual stress on the non-linear behaviour of composite malinates. part ii. layer, laminate non-linear models and the effect of residual stress on the model parameters. *Composites Science and Technology*, 61 :177–190, 2001.
- [44] D. Perreux and C. Suri. A study of the coupling between the phenomena of water absorption and damage in glass/epoxy composite pipes. *Composite Science and Technology*, 57 :1403–1413, 1997.
- [45] H. Peterlik and D. Loidl. Bimodal strength distributions and flaw populations of ceramics and fibres. *Engineering Fracture Mechanics*, 68 :253–261, 2001.
- [46] E. Pisanova, S. Zhandarov, and E. Mäder. How can adhesion be determined from micromechanical tests ? *Composites : Part A*, 32 :425–434, 2001.
- [47] K. Reifsnider, S. Case, and J. Duthoit. The mechanics of composite strength evolution. *Composites Science and Technology*, 60 :2539–2546, 2000.
- [48] M. R'Mili and J. Lamon. Investigation of subcritical crack growth using load relaxation tests on fiber bundles. *Acta Materialia*, 59 :2850–2857, 2011.
- [49] M. R'Mili, N. Godin, and J. Lamon. Investigation of subcritical crack growth using load relaxation test on glass fiber bundles. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [50] C. Scheffler, S.L. Gao, R. Plonka, E. Mäder, S. Hempel, M. Butler, and V. Mechtcherine. Interphase modification of alkali-resistant glass fibers and carbon fibers for textile reinforced concrete i : Fibre properties and durability. *Composites Science and Technology*, 69 :531–538, 2009.

- [51] G. K. Schmitz. Exploration and evaluation of new glasses in fiber form. Technical report, U.S. Naval Research Laboratory, 1961.
- [52] D.W. Scott and A.H Zureick. Compression creep of a pultruded e-glass/vinylester composite. *Composites Science and Technology*, 58 :1361–1369, 1998.
- [53] M. V. Seica and J. A. Packer. Frp materials for the rehabilitation of tubular steel structures, for underwater applications. *Composite Structures*, 80 :440–450, 2007.
- [54] Y. Shao. Characterization of a pultruded frp sheet pile for waterfront retaining structures. *Journal of material in Civil Engineering*, 18(3) :626–633, 2006.
- [55] Y. Shao and J. Shanmugam. Deflection creep of pultruded composite sheet piling. *Journal of Composites for Construction (ASCE)*, pages 471–479, 2004.
- [56] C.M.L. Tavares, M.C.S. Ribeiro, A.J.M. Ferreira, and R.M. Guedes. Creep behaviour of frp-reinforced polymer concrete. *Composite Structures*, 57 :47–51, 2002.
- [57] C. Thomas, F. Nony, S. Villalonga, and J. Renard. Damages in thermoplastic composite structures : Application for high pressure hydrogen storage vessels. In *Journées Nationales sur les Composites 17*, 2011.
- [58] M. T. Todinov. Is weibull distribution the correct model for predicting probability of failure initiated by non-interacting flaws? *Internationa Journal of Solids and Structures*, 46 :887–901, 2009.
- [59] P.M.H. Wong and Y.C. Wang. An experimental study of pultruded glass fiber reinforced plastics channel columns at elevated temperatures. *Composite Structures*, 81 :84–95, 2007.
- [60] Z. Wu, A. Mirmiran, Z. Zhu, and J. Swanson. Flexural behavior of prestressed frp tubular bridge deck. *Composites : Part B*, 40 :125–133, 2009.
- [61] F.M. Zhao and N. Takeda. Effect of interfacial adhesion and statistical fiber strength on tensile strength of unidirectional glass fiber/epoxy composites. part i : experiment results. *Composites : Part A*, 31 :1203–1214, 2000.
- [62] P. Zinck. Sample size dependence of flaw distributions for the prediction of brittle solids strength using additive weibull bimodal distributions. *Engineering Fracture Mechanics*, 78 :1323–1327, 2011.
- [63] P. Zinck, M.F. Pays, R. Rezakhanlou, and J. F. Gerard. Extrapolation techniques at short gauge lengths based on the weakest link concept for fibres exhibiting multiple failure modes. *Philosophical magazine A*, 79 :2103–2122, 1999.
- [64] P. Zinck, M.F. Pays, R. Rezakhanlou, and J.F. Gerard. Mechanical characterisation of glass fibers as an indirect analysis of the effect of surface treatment. *Journal of Materials Science*, 34 :2121–2133, 1999.
- [65] P. Zinck, E. Mäder, and J.F. Gerard. Role of silane coupling agent and polymeric film former for tailoring glass fiber sizings from tensile strength measurements. *Journal of Materials Science*, 36 :5245–5252, 2001.