



**HAL**  
open science

# Énergies marines renouvelables et étude des performances des matériaux composites : cas d'une hydrolienne

Mourad Nachtane

► **To cite this version:**

Mourad Nachtane. Énergies marines renouvelables et étude des performances des matériaux composites : cas d'une hydrolienne. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. ENSTA Bretagne - École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne; Université Hassan II (Casablanca, Maroc), 2019. Français. NNT : 2019ENTA0010 . tel-03170935

**HAL Id: tel-03170935**

**<https://theses.hal.science/tel-03170935>**

Submitted on 16 Mar 2021

**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.

# THESE DE DOCTORAT EN COTUTELLE PREPAREE A

L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE  
DE TECHNIQUES AVANCÉES BRETAGNE  
COMUE UNIVERSITÉ BRETAGNE LOIRE  
ÉCOLE DOCTORALE N° 602  
*Sciences pour l'Ingénieur*  
**Spécialité : Mécanique des solides, des Matériaux,  
des Structures et des Surfaces**

ET L'UNIVERSITÉ HASSAN II DE CASABLANCA  
LABORATOIRE DES ÉNERGIES RENOUVELABLES ET DYNAMIQUE DES SYSTÈMES  
**Spécialité : Génie énergétique et environnement**

Par **Mourad NACHTANE**

**« Energies marines renouvelables et étude des performances des matériaux composites : Cas d'une hydrolienne »**

Thèse présentée et soutenue le « 12 octobre 2019 »

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027

## Composition du Jury :

### Président du jury :

**Pr. Daniel COUTELLIER**

Professeur des universités, Université Polytechnique Hauts-de-France  
Directeur de l'ENSIAME

### Rapporteurs :

**Pr. Francis COLLOMBET**

Professeur des universités, IUT GMP, Toulouse, France

**Pr. Omar CHERKAOUI**

Professeur des universités, ESITH, Casablanca, Maroc

**Pr. Brahim BOUBKER**

Professeur des universités, FSBM, Casablanca, Maroc

### Examineurs :

**Pr. Mohamed BENBOUZID**

Professeur des universités, UBO, Brest, France

**Pr. Abdelkader BOULEZHAR**

Professeur des universités, FSAC, Casablanca, Maroc

### Directeurs de thèse :

**Pr. Mostapha TARFAOUI**

Professeur des universités, ENSTA Bretagne, France

**Pr. Dennoun SAIFAOUI**

Professeur des universités, FSAC, Casablanca, Maroc

### Invité

**Dr. Karim HILMI**

Chef département de l'océanographie, INRH, Casablanca, Maroc

---

## Remerciements

Cette thèse de doctorat a été menée dans le cadre d'une thèse en cotutelle pour l'obtention du grade de docteur de l'École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne et de l'Université Hassan II Casablanca. Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués à l'institut de Recherche Dupuy De Lôme (IRDL), sur le site de l'ENSTA Bretagne, sous la direction de M. Mostapha TARFAOUI et au Laboratoire des énergies renouvelables et dynamiques des systèmes de la Faculté des Sciences Ain Chock de Casablanca (FSAC) au Maroc sous la direction de M. Dennoun SAIFAOUI .

Je souhaiterais tout d'abord remercier mon directeur de thèse en France M. Mostapha TARFAOUI, Professeur des Universités à l'ENSTA Bretagne avec qui j'ai travaillé depuis mon stage du Master. Dans une ambiance toujours chaleureuse mais néanmoins studieuse, il a bien guidé mes premiers pas dans le monde de la Recherche. J'ai ainsi largement pu profiter de ses conseils toujours pertinents ainsi que de sa rigueur scientifique. Et je réitère mes remerciements pour sa grande disponibilité, son aide précieuse, ainsi que pour ses efforts qu'il a prodigués pour l'accomplissement de ce travail de thèse. Mes sincères remerciements vont également à mon directeur de thèse au Maroc M. Dennoun SAIFAOUI, Professeur d'Enseignement Supérieur à la faculté des sciences ain chock de Casablanca, de m'avoir accueilli dans son laboratoire et de m'avoir consacré tout ce temps et toute cette énergie malgré son agenda très chargé. J'ai ainsi largement pu profiter de ses conseils toujours pertinents ainsi que de sa rigueur scientifique. J'espère avoir été digne de la confiance qu'il m'a accordée et que ce travail est finalement à la hauteur de ses espérances. Quoi qu'il en soit, j'ai énormément appris à ses côtés et je suis très honoré de l'avoir eu comme directeur de thèse. Je tiens également à exprimer ma gratitude envers M. Karim HILMI chef Département d'océanographie de l'INRH Casablanca pour son accompagnement scientifique pour évaluer le potentiel des énergies marines au Maroc, mais également pour sa patience et son implication.

Mes remerciements vont également à M. Mohammed BENBOUZID ,M. Daniel COUTELLIER, M. Francis COLLOMBET, M. Omar CHERKAOUI, M. Brahim BOUBKER et M. Abdelkader BOULEZHAR d'avoir accepté d'être membres du jury .

Je garde le meilleur pour la fin, ma famille qui a supporté toutes les difficultés morales et matérielles pour me soutenir au terme de mes études. J'adresse ma profonde gratitude et mon immense reconnaissance à ma mère qui m'a éduqué et orienté et mon père qui m'a toujours soutenu et encouragé mais malheureusement il nous a quittés avant de savourer le fruit de ses efforts inlassables. Enfin, je pense que les mots ne suffisent pas pour exprimer ma gratitude envers mes sœurs qui m'ont toujours encouragé, merci d'avoir cru en moi, même lorsque je doutais moi-même et merci pour votre amour. Merci pour tout !

---

---

## Production scientifiques

Cette thèse a donné lieu aux publications, conférences et prix suivants :

• **Articles** : Indice **h=5**, Citation=**105**

1. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Sassi, S., El Moumen, A., Saifaoui, D. (2019).** *An investigation of hygrothermal aging effects on high strain rate behaviour of adhesively bonded composite joints. Composites Part B : Engineering, 7, 111-120. FI=6.87*
2. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A., Saifaoui, D. (2017).** *Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads. Composite Structures, 170, 146-157. FI=4.82*
3. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Hassoon, O. H., Benyahia, H. (2018).** *Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy : Case of ducted tidal turbine. Energy Reports, 4, 31-40. FI=3.87*
4. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Hilmi, K., Saifaoui, D., El Moumen, A. (2018).** *Assessment of energy production potential from tidal stream currents in Morocco. Energies, 11(5), 1065. FI=2.78*
5. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, O. H., Benyahia, H. (2019).** *Design and hydrodynamic performance of hydrokinetic turbine blade. International Journal of Automotive and Mechanical Engineering, (Accepted). FI=3.82*
6. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D. (2017).** *Matériaux composites pour les énergies marines renouvelables. Éditions universitaires européennes.*
7. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Amry, Y., El Moumen, A. (2018).** *From Renewable to Marine Energies Sources for Sustainable Development and Energy Transition in Morocco : Current Status and Scenario.*
8. **Tarfaoui, M., Nachtane, M., & El Moumen, A. (2019).** *Energy dissipation of stitched and unstitched woven composite materials during dynamic compression test. Composites Part B : Engineering. FI=6.87*
9. **El Moumen, A., Tarfaoui, M., Nachtane, M., & Lafdi, K. (2019).** *Carbon nanotubes as a player to improve mechanical shock wave absorption. Composites Part B : Engineering, 164, 67-71. FI=6.87*
10. **Sassi, S. Tarfaoui, M. Nachtane, M., & Benyahia H. (2019).** *Strain rate effects on the dynamic compressive response and the failure behavior of polyester matrix. Composites Part B : Engineering, FI=6.87*
11. **Hassoon, O. H., Tarfaoui, M., El Moumen, A., Qureshi, Y., Benyahia, H., & Nachtane, M. (2019).** *Mechanical performance evaluation of sandwich panels exposed to slamming impacts : Comparison between experimental and SPH results. Composite Structures. FI=4.82*
12. **Tarfaoui, M., Nachtane, M. (2019).** *Can a three-dimensional composite really provide better mechanical performance compared to two-dimensional composite under compressive loading? Journal of Reinforced Plastics and Composites, 38(2), 49-61. FI=1.78*
13. **Tarfaoui, Nachtane, M., M., Khadimallah, H., & Saifaoui, D. (2018).** *Simulation of mechanical behavior and damage of a large composite wind turbine blade under critical loads. Applied Composite Materials, 25(2), 237-254. FI=1.55*
14. **Tarfaoui, M., Nachtane, M.** *Staking lay-up effect on dynamic compression behaviour of E-Glass/epoxy composite materials : Experimental and numerical investigation. 2018, 9(11), 816-822. Advanced Materials Letters. FI=1.5*

- 
15. Tarfaoui, M., Shah, O. R., & **Nachtane, M.** (2019). *Design and Optimization of Composite Offshore Wind Turbine Blades*. *Journal of Energy Resources Technology*, 141(5), 051204. [FI=2.19](#)
  16. El Moumen, A., Tarfaoui, M., Hassoon, O., Lafdi, K., Benyahia, H., & **Nachtane, M.** (2018). *Experimental study and numerical modelling of low velocity impact on laminated composite reinforced with thin film made of carbon nanotubes*. *Applied Composite Materials*, 25(2), 309-320. [FI=1.55](#)
  17. Hassoon, O. H., Tarfaoui, M., El Moumen, A., Benyahia, H., & **Nachtane, M.** (2017). *Numerical Evaluation of Dynamic Response for Flexible Composite Structures under Slamming Impact for Naval Applications*. *Applied Composite Materials*, 1-18. [FI=1.55](#)
  18. Tarfaoui, M., El Moumen, A., Lafdi, K., Hassoon, O. H., & **Nachtane, M.** (2018). *Inter laminar failure behavior in laminate carbon nanotubes-based polymer composites*. *Journal of Composite Materials*, 52(26), 3655-3667. [FI=1.75](#)
  19. Mostapha, T., **Nachtane, M.**, & Boudounit, H. *Finite element analysis of composite offshore wind turbine blades under operating conditions*. *Journal of Thermal Science and Engineering Applications*. [FI=0.99](#)
  20. Tarfaoui, M., **Nachtane, M.**, Shah, O. R., & Boudounit, H. (2019). *Numerical study of the structural static and fatigue strength of wind turbine blades*. *Materials Today : Proceedings*, 13, 1215-1223.
  21. Boudounit, H., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., & **Nachtane, M.** (2019). *Structural analysis of offshore wind turbine blades using finite element method*. *Wind Engineering*, 0309524X19849830.

• **Articles Soumis**

1. **Nachtane, M.** , Tarfaoui, M., Ait Mohammed, M., Saifaoui, D., El Moumen, A. (2019). *Effects of environmental exposure on the mechanical properties of composite tidal current turbine*, *Renewable energy*, RENE-D-19-01091. [under review](#), [FI=5.43](#).
2. **Nachtane, M.** , Tarfaoui, M., Saifaoui, D., (2019). *Hydrodynamic performance evaluation of a new hydrofoil design for marine current turbines under operating conditions*, *Energy and environment*, EAE-18-0570. [Revision required](#), [FI=1.09](#).
3. **Nachtane, M.** , Tarfaoui, M., Qurechi, Y., Rouway, M., Saifaoui, D., (2019). *Recent Developments in the Design of a Hydrofoil for Tidal Current Turbine : A Review* , *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, RSER-D-18-03905. [under review](#), [FI=10.55](#).

• **Congrès nationaux et internationaux avec actes**

1. **Nachtane, M.**, Tarfaoui, M., El Moumen, A., Saifaoui, D. (2016, November). *Numerical investigation of damage progressive in composite tidal turbine for renewable marine energy*. In *2016 International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC)* (pp. 559-563). IEEE.
2. **Nachtane, M.**, Tarfaoui, M., El Moumen, A., Mohamed, M. A., Saifaoui, D. (2016). *Predictions of the dynamic Performance of Horizontal Axis Marine Current Turbines under the effect of different impact scenarios*. In *Progress in Renewable Energies Offshore : Proceedings of the 2nd International Conference on Renewable Energies, 2016 (RENEW2016)* (pp. 559-563). Taylor and Francis Books Ltd.
3. **Nachtane, M.**, Tarfaoui, M., Saifaoui, D., Hilmi, K. (2017, April). *Hygrothermal and mechanical performance evaluation of glass-polyester composite for renewable marine energies*. In *13ème congrès de mécanique (cmm2017)*.

- 
4. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D.** (2017, March). *Fluid-structure interaction effects of horizontal axis marine current turbines*. In *3e congrès national en sciences physiques, techniques et applications*.
  5. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Boudounit, H.** (2017, August). *Caractérisation mécanique d'une hydrolienne en matériau composite dans un environnement marin*. In *23e Congrès français de mécanique-CFM 2017*.
  6. **Nachtane, M., Tarfaoui, M.** (2018, March). *Finite element analysis of composite wind turbine blade under the critical loads*. In *ICTEA : International Conference on Thermal Engineering (Vol. 2018)*.
  7. **Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D.** (2017, March). *Effect of duct geometry on the performance of horizontal-axis marine current turbines*. In *International conference on advanced materials for photonics, sensing and energy applications-AMPSECA'2017*.
  8. **Nachtane, M., T. Mostapha, and S. Dennoun.** "Promotion of renewable marines energies in Morocco : Perspectives and strategies." *World Acad. Sci. Eng. Technol. Int. J. Energy Power Eng* 12 (2018).
  9. **Nachtane, M., Tarfaoui, M.** *des énergies fossiles aux énergies marines renouvelables, une nouvelle frontière de développement durable pour la transition énergétique en afrique : cas du maroc. Énergie durable en Afrique et initiatives*, 71.
  10. Saifaoui, D., Rouway, M., **Nachtane, M., & Tarfaoui, M.** (2016). *Analytical and numerical investigation of a sea water desalination plant with integration of renewable marine energy (Jorf Lasfar OCP Morocco)*. In *Progress in Renewable Energies Offshore : Proceedings of the 2nd International Conference on Renewable Energies, 2016 (RENEW2016) (pp. 495-499)*. Taylor & Francis Books Ltd.
  11. Tarfaoui, M. **Nachtane, M.,** (2018, March). *Modelling and simulation of the mechanical response of composite nozzle for an optimal design of a tidal turbine*. In *ICTEA : International Conference on Thermal Engineering (Vol. 2018)*.
  12. Amry, Y., El Gaidi, M., & **Nachtane, M.,** . (2016, November). *Design and optimization of a smart meter to meet the growing needs of energy in Morocco*. In *2016 International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC) (pp. 1115-1118)*. IEEE.

- **Prix et distinctions**

1. *Bourse d'excellence (EIFFEL) attribuée par Campus France (2018-2019)*.
2. *Bourse d'excellence attribuée par le CNRST pour la poursuite du doctorat (2016-2019)*.
3. *Prix de la marine française "Amirale Daveluy" dans la catégorie mémoire en sciences de l'ingénieur, Centre d'études stratégiques de la Marine, Paris, France.*[http : //www.colsbleus.fr/articles/9742](http://www.colsbleus.fr/articles/9742)
4. *Prix de l'Innovation en Sciences et Techniques Francophone, AUF.* [http : //www.reseau - citef.org/2018/01/25/prix - de - linnovation - en - sciences - et - techniques - 1ere - edition/](http://www.reseau-citef.org/2018/01/25/prix-de-linnovation-en-sciences-et-techniques-1ere-edition/)
5. *Prix de recherche et d'innovation-projets du futur (Fondation Banque Populaire de l'Ouest, France)*
6. *MASEN TALENTS AWARDS 2017*.
7. *Prix au "The Peer Prize for Climate"*  
[https : //www.thinkable.org/submission\\_entries/A8MMRM8D](https://www.thinkable.org/submission_entries/A8MMRM8D)



- 
8. *Prix au "concours universitaire de recherche et d'innovation" 6ème salon international de l'énergie solaire et efficacité énergétique au Maroc.*
  9. *Demi-finaliste COP 22 du programme Cleantech pour l'innovation et les emplois verts au Maroc. Secrétariat d'Etat auprès du ministre de l'Energie, des Mines et du Développement Durable chargée du Développement Durable.*

# Table des matières

<b>Introduction générale</b>	<b>28</b>
0.1 Motivation et contexte . . . . .	28
0.2 Maturité des technologies des énergies marines renouvelables . . . . .	29
0.3 Objectifs du travail . . . . .	31
<b>Partie A Évaluation des ressources énergétiques des courants marins et conception d'une hydrolienne</b>	<b>39</b>
<b>I Généralités sur les technologies des énergies marines renouvelables</b>	<b>40</b>
I.1 Introduction . . . . .	41
I.2 Ressources énergétiques issues des océans . . . . .	41
I.2.1 L'énergie marémotrice . . . . .	43
I.2.2 L'énergie houlomotrice . . . . .	44
I.2.3 L'énergie des courants marins ou l'énergie hydrolienne . . . . .	44
I.2.4 L'énergie éolienne en mer ou éolienne offshore . . . . .	45
I.2.5 L'énergie osmotique . . . . .	46
I.2.6 L'énergie thermique de la mer . . . . .	47
I.3 Comparaison des énergies marines . . . . .	48
I.4 Panorama global des hydroliennes . . . . .	51
I.4.1 Origine des courants marins et l'historique de l'hydrolienne . . . . .	51
I.4.2 Classification des hydroliennes . . . . .	51
I.4.3 Les prototypes et projets les plus avancés . . . . .	53
I.5 Théorie de conversion de l'énergie hydrolienne . . . . .	56
I.6 Étude des hydroliennes munies d'un carénage . . . . .	60
I.6.1 Classification des systèmes de carénage . . . . .	60
I.6.2 Études analytiques de turbines carénées . . . . .	64
I.7 Conclusion . . . . .	66
I.8 Références . . . . .	67

<b>II</b>	<b>Potentiel des énergies marines renouvelables au Maroc</b>	<b>70</b>
II.1	Introduction	71
II.2	Localisation géographique du Maroc	72
II.3	Transition énergétique au Maroc	73
II.3.1	Potentiel des énergies renouvelables	74
II.3.1.1	Énergie solaire	74
II.3.1.2	Énergie éolienne	75
II.3.1.3	Énergie hydroélectrique	76
II.3.2	Projets autorisés en vertu de la loi 13-09 sur les énergies renouvelables	77
II.3.3	Potentiel des énergies marines renouvelables	78
II.3.3.1	Énergie des vagues	79
II.3.3.2	Énergie éolien offshore	80
II.3.3.3	Énergie des gradients de salinité	81
II.3.3.4	Énergie de gradient de température	81
II.3.3.5	Énergie hydrolienne	82
II.4	Estimation du potentiel de l'énergie des courants marins au Maroc	83
II.5	Conclusion	83
II.6	Références	84
<b>III</b>	<b>Conception et évaluation des performances hydrodynamiques d'une hydrolienne</b>	<b>88</b>
III.1	Introduction	90
III.2	Méthodes numériques d'étude du comportement hydrodynamique des hydroliennes	90
III.2.1	Méthode de l'élément de pale couplée au bilan de quantité de mouvement(BEMt)	91
III.2.2	Calcul CFD	92
III.3	Hydrodynamique des hydrofoils	94
III.3.1	Forces agissant sur les pales de l'hydrolienne	96
III.3.2	Écoulement sur une surface portante	97
III.3.3	Exigences et procédure de conception des hydroliennes	99
III.3.3.1	Solidité	100
III.3.3.2	Encrassement biologique (Bio-fouling)	101
III.3.3.3	Cavitation	102
III.4	Hydrofoils : État de l'art	103
III.5	Résultats et discussion	104
III.5.1	Conception et optimisation d'un nouvel hydrofoil NTSXX20	106

III.5.2	Caractéristiques hydrodynamiques du NTSXX20 par rapport à d'autres hydrofoils . . . . .	107
III.5.3	Prédiction des performanes d'une hydrolienne à axe horizontal en utilisant la méthode BEM . . . . .	110
III.5.3.1	Coefficient de puissance . . . . .	110
III.5.3.2	Coefficient de couple . . . . .	117
III.5.3.3	Coefficient de poussée . . . . .	118
III.5.4	Analyse CFD de l'écoulement autour du profil NTSXX20 . . . . .	118
III.6	Conclusion . . . . .	126
III.7	Références . . . . .	127

**Partie B Études des performances des matériaux composites pour applications aux énergies marines renouvelables 132**

**IV Performances des matériaux composites sous des chargements critiques 133**

IV.1	Introduction . . . . .	135
IV.2	Généralités sur les matériaux composites . . . . .	136
IV.2.1	Définition . . . . .	136
IV.2.2	structure des pièces composites . . . . .	137
IV.3	Les technologies de mise en œuvre des matériaux composites . . . . .	138
IV.4	Application des matériaux composites pour les pales et la tuyère des hydroliennes . . . . .	141
IV.5	Endommagements des composites . . . . .	143
IV.5.1	Endommagements des composites suite à un impact . . . . .	144
IV.5.1.1	Classification des phénomènes d'impact . . . . .	144
IV.5.1.2	Mécanismes d'endommagement lors de l'essai d'impact . . . . .	146
IV.5.1.3	Les paramètres influençant la réponse à l'impact . . . . .	150
IV.5.1.4	Principales approches de modélisation d'impacts . . . . .	156
IV.5.2	Échelles de modélisation des structures composites . . . . .	159
IV.5.2.1	Modélisation de l'endommagement d'un pli par la Mécanique de l'Endommagement . . . . .	160
IV.5.2.2	Endommagement des interfaces par la Mécanique de la Rupture . . . . .	162
IV.6	Endommagement des composites sous l'effet du vieillissement . . . . .	165
IV.6.1	Processus d'absorption d'eau . . . . .	165
IV.6.2	Diffusion Fickienne Classique . . . . .	166
IV.6.3	Diffusion non fickienne . . . . .	170

IV.6.4	Mécanismes de vieillissement	171
IV.6.4.1	Vieillessement chimique	171
IV.6.4.2	Vieillessement physique	171
IV.6.4.3	Dégradation des performances mécanique	172
IV.7	Conclusion	175
IV.8	Références	177
<b>V</b>	<b>Étude du comportement dynamique d'une tuyère composite : Situation d'un impact accidentel</b>	<b>185</b>
V.1	Introduction	187
V.2	Modélisation numérique des structures	188
V.2.1	Principe	188
V.2.2	Schémas d'intégration : Explicite ou implicite ?	189
V.3	Présentation du code	189
V.4	Modélisation Shell (Article 1)	191
V.4.1	Structure et conditions aux limites	192
V.4.2	Matériaux et propriétés	192
V.4.3	Convergence du Maillage	195
V.4.4	Modèles constitutifs	196
V.4.4.1	Réponse du matériau endommagé	196
V.4.4.2	Critère d'initiation	199
V.4.4.3	Critère de propagation	200
V.4.5	Résultats et discussion	203
V.4.5.1	Chargements statique	203
V.4.5.2	Comportement global	203
V.4.5.3	Endommagement	205
V.5	Modélisation solide (Article 2)	211
V.5.1	Analyse de la réponse dynamique	213
V.5.2	Développement d'une VUMAT	214
V.5.3	Validation de la VUMAT pour les structures tubulaires	218
V.5.3.1	Description de la procédure expérimentale	218
V.5.3.2	Validation du Modèle numérique	218
V.6	Résultats et discussion	219
V.6.1	Conservation d'énergie	219
V.6.2	Comportement dynamique de la tuyère	221
V.6.2.1	Effet de la vitesse et de la géométrie de l'impacteur	221
V.6.2.2	Effet de l'énergie d'impact	222
V.6.2.3	Effet du choix des matériaux	223

V.6.2.4	Effet des longerons et amélioration de la rigidité . . . . .	226
V.7	Conclusion . . . . .	228
V.8	Références . . . . .	231
<b>VI</b>	<b>Étude expérimentale et numérique du vieillissement des matériaux composites</b>	<b>234</b>
VI.1	Introduction . . . . .	236
VI.2	Méthodologie de l'étude du vieillissement . . . . .	238
VI.3	Procédure expérimentale . . . . .	240
VI.3.1	Matériaux de l'étude . . . . .	240
VI.3.2	Vieillissement hygrothermique . . . . .	241
VI.3.3	Analyse gravimétrique . . . . .	242
VI.3.4	Essai de compression dynamique . . . . .	243
VI.4	Vieillissement et réponse du matériau . . . . .	247
VI.4.1	Vieillissement . . . . .	247
VI.4.2	Interactions physico-chimiques . . . . .	248
VI.5	Effets du vieillissement hygrothermique sur le comportement dynamique .	250
VI.5.1	Comportement Mécanique . . . . .	250
VI.5.2	Modes d'endommagement . . . . .	257
VI.5.3	Étude énergétique . . . . .	260
VI.5.4	Énergie absorbée lors d'un essai d'impact . . . . .	261
VI.6	Développement et validation d'une approche numérique du phénomène de vieillissement . . . . .	265
VI.6.1	Vérification du modèle . . . . .	265
VI.6.2	Formulation analytique . . . . .	266
VI.6.3	Approche de modélisation numérique . . . . .	268
VI.6.4	Comparaison entre les résultats analytique et numérique . . . . .	269
VI.7	Conclusion . . . . .	272
VI.8	Références . . . . .	274
	<b>Conclusion générale et perspectives</b>	<b>279</b>

# Table des figures

1	Population (en millions) mondiale sans accès à l'électricité par zone géographique. . . . .	29
2	Maturité des technologies des énergies marines, d'après France Energies Marines. . . . .	30
3	Différents projets pour la récupération de l'énergie hydrolienne. . . . .	32
4	Types des énergies marines renouvelables (EMR). . . . .	33
I.1	Principe de fonctionnement d'une usine marémotrice. . . . .	43
I.2	Principe de fonctionnement de l'énergie houlomotrice. . . . .	45
I.3	Principe de fonctionnement d'une hydrolienne. . . . .	46
I.4	Principe de fonctionnement d'une éolienne offshore. . . . .	47
I.5	Principe de fonctionnement de l'énergie osmotique. . . . .	48
I.6	Principe de fonctionnement de l'énergie thermique de la mer. . . . .	49
I.7	Comparaison de différents types d'énergies marines selon leur intermittence et leur distance à la côte. . . . .	50
I.8	Différents types de Moulins. . . . .	52
I.9	Différentes technologie des hydroliennes. . . . .	53
I.10	Schéma d'un écoulement de fluide à travers un actionneur. . . . .	57
I.11	Vitesses amont et aval selon la théorie du disque actionneur. . . . .	59
I.12	Exemple du carénage (a) unidirectionnels et (b) bidirectionnels. . . . .	60
I.13	Classement des carénages. . . . .	61
I.14	Sondage sur l'utilisation du système de carénage. . . . .	61
I.15	Eolienne Vortec. . . . .	62
I.16	Hydroliennes avec carénage. . . . .	63
I.17	Volume de contrôle du modèle analytique [50]. . . . .	65
II.1	Besoins énergétiques croissant au Maroc [9] . . . . .	72
II.2	Localisation géographique au Maroc. . . . .	73
II.3	Projets énergie solaire. . . . .	75
II.4	Projets énergie éolienne. . . . .	76

II.5	Projets énergie hydraulique. . . . .	77
II.6	Loi 13-09 sur les stations hydrauliques 13-09 (2014-2017). . . . .	78
II.7	Loi 13-09 sur les parcs éoliens (2014-2017). . . . .	78
II.8	Potentiel de l'énergie des vagues dans la côte atlantique du Maroc. . .	80
III.1	Illustration des sections de pales [4] . . . . .	91
III.2	Simulation LES du rotor isolé et de la turbine [13] . . . . .	94
III.3	Caractéristique du profil hydrodynamique. . . . .	95
III.4	Différentes familles de profils symétriques et non symétriques [17] . .	95
III.5	Forces hydrodynamique agissant sur le profil hydrodynamique. . . .	96
III.6	Distribution de pression sur la surface de l'hydrofoil. . . . .	98
III.7	Effet de la solidité en termes de nombre de pales pour HAH. . . . .	101
III.8	Dommmages structurels dus à la cavitation . . . . .	103
III.9	Conception des nouveaux hydrofoils pour une hydrolienne. . . . .	105
III.10	Validation du code XFLR avec des résultats numériques et expérimentaux pour le profil NACA-633418, $Re = 10^6$ . . . . .	107
III.11	Comparaison du résultat numérique et expérimental du coefficient de portance du FX 74-CL5-140 , $Re = 10^6$ . . . . .	108
III.12	Hydrofoil NTSXX20 résultant de la modification apporté au profil FX74-CL5-140. . . . .	109
III.13	Distribution du coefficient de pression à $\alpha = 13^\circ$ et $Re = 2.10^6$ . . . .	109
III.14	Variation du coefficient de traînée en fonction de l'angle d'attaque à $Re = 2.10^6$ . . . . .	110
III.15	Variation du coefficient de portance en fonction de l'angle d'attaque , $Re = 2.10^6$ . . . . .	111
III.16	Profil d'hydrofoil NTSXX20 par rapport à différents hydrofoils. . . .	111
III.17	Coefficient de pression en fonction de l'angle d'attaque. . . . .	112
III.18	Coefficient de portance en fonction de l'angle d'attaque. . . . .	112
III.19	Coefficient de trainée en fonction de l'angle d'attaque pour différent profils. . . . .	113
III.20	Rapport portance/trainée en fonction de l'angle d'attaque. . . . .	114
III.21	Photographie du montage expérimental [37] . . . . .	114
III.22	Comparaison entre les performances hydrodynamique (Qblade BEM) et les données expérimentales (Bahaj et al.) [37] . . . . .	115
III.23	Représentation schématique des forces de portance générées dans un hydrofoil. . . . .	115
III.24	Conception du rotor avec QBlade BEM. . . . .	116
III.25	Comparaison de la courbe de performance de notre modèle. . . . .	116



III.26	Variation du coefficient de couple en fonction de la vitesse spécifique.	117
III.27	Variation du coefficient de poussée en fonction la vitesse spécifique.	118
III.28	Schéma des conditions aux limites appliquées au domaine.	120
III.29	Éléments bidimensionnels de bonne et mauvaise qualité [64].	122
III.30	Maillage de la structure.	123
III.31	Convergence du maillage.	124
III.32	Distribution de la pression.	125
III.33	Distribution de la vitesse.	125
IV.1	Quelques applications des matériaux composites : (a) un catamaran, (b) le support de la charge utile d’Ariane 5, (c) des skis de compétition.	135
IV.2	Définition du matériau composite.	137
IV.3	Structure d’un composite tissé : fibres (regroupées en fils) et matrice (intra- et inter-fils).	137
IV.4	Architectures de composites tissés 3D.	138
IV.5	Composite stratifié.	139
IV.6	Une structure sandwich et ses constituants.	140
IV.7	Pale d’hydrolienne Sabella pendant la fabrication, (a) un côté du corps de la pale avant le processus d’infusion sous vide et (b) l’as- semblage final avec longerons [12].	140
IV.8	Pales d’hydrolienne de l’Airborne Marine [13].	141
IV.9	Pales et carénage en composite de l’hydrolienne Open-Centre d’OpenHydro.	142
IV.10	Hydroliennes en matériaux composites.	143
IV.11	Projet Sabella D10.	143
IV.12	Biofouling sur une hydrolienne immergée pendant trois ans au Ca- nada, recouverte d’algues.	145
IV.13	Classification des phénomènes dynamiques suivant le temps de solli- citation [35].	146
IV.14	Type de réponse selon la durée de l’impact [36].	146
IV.15	Sévérité de l’impact [38].	147
IV.16	Décohésions fibre-matrice [37].	148
IV.17	Formes de zone endommagée [56].	149
IV.18	Géométries des impacteurs testées dans les travaux [56].	152
IV.19	Modèles masse-ressort pour l’impact à basse vitesse et basse énergie : (a) Troussset [57] et (b) Davies [36].	153
IV.20	Endommagement dans un stratifié de plis UD.	154

IV.21	Discrétisation du stratifié impacté dans le cadre d'une modélisation dite « discrète » des dommages [70] . . . . .	158
IV.22	Mésoconstituants d'un stratifié. . . . .	159
IV.23	Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus. . . . .	161
IV.24	Modes de rupture considérés dans le modèle cohésif. . . . .	163
IV.25	Processus d'absorption d'eau au sein des matériaux polymères. . . . .	165
IV.26	Schéma de principe de la diffusion unidimensionnelle. . . . .	167
IV.27	Illustration de la diffusion fickienne. . . . .	169
IV.28	Quatre catégories de cinétiques d'absorption d'eau non fickienne [101] .	170
IV.29	Surfaces de rupture par cisaillement des échantillons secs. . . . .	173
IV.30	Modes d'endommagements dans les Matériaux composites [121] . . .	174
V.1	Schéma explicatif du passage d'un modèle continu vers un modèle discret. . . . .	191
V.2	Profil de la tuyère. . . . .	193
V.3	Hydrolienne avec carénage. . . . .	193
V.4	Modèle élément finis. . . . .	196
V.5	Stratification utilisée dans la modélisation. . . . .	197
V.6	Convergence du maillage. . . . .	198
V.7	Maillage final du modèle numérique. . . . .	198
V.8	Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus. . . . .	201
V.9	Modèle de dégradation proposé par Hashin. . . . .	202
V.10	Visualisation du modèle global . . . . .	203
V.11	Pression hydrodynamique et hydrostatique. . . . .	204
V.12	Bilan énergétique pour un essai d'impact, $M=20$ kg et $V=20$ m/s. .	204
V.13	Évolution des énergies pour un essai d'impact, $M=20$ kg et $V=20$ m/s.	206
V.14	Variation de la force en fonction du temps, $M=20$ kg, $V=20$ m/s. . . .	207
V.15	Variation de la vitesse en fonction du temps, $M=20$ kg. . . . .	208
V.16	Endommagement de la tuyère pour un impacteur conique, $M=20$ kg, $V=20$ m/s. . . . .	210
V.17	Endommagement de la tuyère pour un impacteur hémisphérique, $M=20$ kg, $V=20$ m/s. . . . .	211
V.18	Vue schématique de la configuration avec des nervures au bord de fuite. . . . .	212
V.19	Endommagement de la tuyère, $M=20$ kg, $V=20$ m/s. . . . .	212
V.20	Modèle numérique. . . . .	214
V.21	Algorithme de la VUMAT. . . . .	217

V.22	Photographie du montage du dispositif d'impact, Tarfaoui et al. [38,39] . . . . .	219
V.23	Confrontation test/ FEA, V=2.55 m/s. . . . .	220
V.24	Confrontation test / FEA, V=3.55m/s. . . . .	220
V.25	Evolution des énergies lors d'un impact, M=12kg, V=3 m/s. . . . .	221
V.26	Comportement dynamique de la tuyère sous l'impact, M=20 Kg . . . . .	222
V.27	Endommagement de la matrice en tension (SDV3), impacteur plat . . . . .	223
V.28	Endommagement de la matrice en tension (SDV3), Impacteur hémisphérique. . . . .	223
V.29	Variation de la force en fonction du temps. . . . .	224
V.30	Résultats de la simulation numérique, M=12kg, V=3 m/s. . . . .	225
V.31	Endommagement de la tuyère Verre/polyester. . . . .	226
V.32	Endommagement de la tuyère Carbon/Epoxy. . . . .	227
V.33	Zones endommagée avec et sans longerons. . . . .	228
V.34	Réponse dynamique de la tuyère sous impact. . . . .	229
VI.1	Effet de vieillissement sur les propriétés mécanique du matériau composite. . . . .	240
VI.2	Échantillon de l'assemblage collé, épaisseur colle=1mm. . . . .	242
VI.3	Vieillissement hygrothermique des échantillons de joints collés dans l'enceinte de corrosion ASCOTT. . . . .	243
VI.4	Représentation schématique d'un dispositif SHPB. . . . .	244
VI.5	Différents matériels utilisés. . . . .	245
VI.6	Ondes typiques obtenues à partir des jauges placées sur la barre incidente et transmise. . . . .	246
VI.7	Schéma comparatif des phénomènes de diffusion. . . . .	247
VI.8	Loi d'absorption d'humidité d'un assemblage collé. . . . .	248
VI.9	Variation du volume de l'éprouvette en fonction du temps de vieillissement. . . . .	250
VI.10	Reproductibilité des essais pour différentes pressions d'impact, t=648h. . . . .	251
VI.11	Courbes contrainte-déformation pour différents temps de vieillissement. . . . .	252
VI.12	Courbes de vitesses de déformation pour différents temps de vieillissement. . . . .	254
VI.13	Vitesse incidente vs temps. . . . .	255
VI.14	Vitesse transmise vs temps. . . . .	256
VI.15	Force incidente vs temps. . . . .	257
VI.16	Force transmise vs temps. . . . .	258

VI.17	Variation de la contrainte maximale et la vitesse de déformation en fonction du temps de vieillissement. . . . .	258
VI.18	Observation de l'endommagement avec la caméra rapide. . . . .	259
VI.19	Visualisation des images OM et MEB à P=3 bar. . . . .	260
VI.20	Contrainte maximale vs temps de vieillissement. . . . .	261
VI.21	Profil type de l'énergie absorbée ( $W_{abs}$ ). . . . .	264
VI.22	Energie absorbée pour un temps de vieillissement $t=216h$ . . . . .	266
VI.23	Représentation schématique de l'assemblage. . . . .	267
VI.24	Distribution de l'humidité le long de l'adhésif. . . . .	270
VI.25	Visualisation de la concentration d'humidité normalisée calculée par MEF. . . . .	270
VI.26	Résultats des essais de vieillissement. . . . .	271
VI.27	Comparaison des modèles analytiques (Fick) et numériques avec l'expérimental. . . . .	272
VI.28	Illustration des résultats numériques(MEF)pour différent temps de vieillissement. . . . .	273

# Liste des tableaux

1	<b>Nomenclature</b> . . . . .	25
2	Abréviations . . . . .	27
III.1	conditions initiales du fluide . . . . .	119
V.1	Propriétés de différentes méthodes d'intégration de la famille Newmark.	189
V.2	Explicite vs. Implicite. . . . .	190
V.3	Propriétés du composite Verre/Polyester [12,13] . . . . .	194
V.4	Contraintes ultimes du composite Verre/Polyester [12,13] . . . . .	194
V.5	Données de la loi d'évolution de l'endommagement. . . . .	195
V.6	Propriétés du matériau (Balsa AL600/10 CK-100). . . . .	209
V.7	Verre/polyester. . . . .	224
V.8	Carbon/époxy. . . . .	225
VI.1	Propriétés physiques du tissu de fibre de verre. . . . .	241
VI.2	Propriétés mécaniques (glass/vinylester) . . . . .	241
VI.3	Propriétés mécaniques de l'adhésif . . . . .	241

---

TABLE 1 – **Nomenclature**

Symboles	Indications	Unités
$k_i, k_p$	Les raideurs de l'impacteur et de la plaque	N/m
[D]	La matrice de diffusivité	$m^2/s$
[B]	La matrice des dérivées des fonctions de forme	—
[K]	La matrice de diffusivité de l'humidité	$m^2/s$
[M]	La matrice de vitesse de l'humidité	—
[N]	La fonction de forme	—
$\mu$	La viscosité dynamique	Pa · s
$a$	Le facteur d'interférence axiale du rotor	—
$c$	Le teneur en humidité	mol/mm <sup>3</sup>
$C_{b1}$	Le coefficient de production	—
$C_{b2}$	Le coefficient de diffusion croisée	—
$C_d$	La célérité des ondes élastiques de dilatation	$m/s$
$C_p, C_L$ $C_T, C_m$	Les coefficients de puissance, de portance, de traînée et du moment respectivement.	—
$d_f, d_m, d_s$	Les variables internes d'endommagement des fibres, de la matrice et par cisaillement, respectivement.	—
$d$	La distance normale	$m$
$D$	Le coefficient de diffusion du milieu	mm <sup>2</sup> /s
$D_z$	La diffusivité de l'humidité	$m^2/s$
$E_1, E_2, E_3$	Les modules de Young	MPa
$E_f$	Le module de flexion	MPa
$F_x$	La poussée	N
$g$	La gravité	$m/s^2$
$G_{12}, G_{13}, G_{23}$	Les coefficients de cisaillement	MPa
$G$	Le taux de restitution d'énergie	—
$H(t)$	La fonction de Heaviside	—
$H$	La matrice de compliance	MPa
$L_e$	La longueur caractéristique de l'élément	$m$
$L, D, M$	La force de portance, traînée et le couple respectivement.	N
$M$	L'opérateur de l'endommagement	$mg$
$M(t)$	Le taux d'humidité instantanée	—
$n$	Le nombre de pales	—
$P_\infty, P_s$	La pression à l'infinie et de sillage respectivement.	Pa
$P$	La puissance	W
$P_a$	La puissance théorique totale en eau	W
$P_e$	La puissance générée par la turbine	W
$Re$	Le nombre de Reynolds	—
$S_\infty, S_s$	La section à l'infinie et de sillage	m <sup>2</sup>
$S_L$	La résistance au cisaillement longitudinal du composite	—
$S_T$	La résistance au cisaillement transversal du composite	—
$TSR$	Le rapport de vitesse de pointe	—
$u$	La vecteur de vitesse	$m/s$
$u_1(t), u_2(t)$	Le déplacement de l'interface de la barre d'incidence et le déplacement de l'interface transmise respectivement.	$m$

Symboles	Indications	Unités
$X_c$	La résistance à la compression dans le sens des fibres	MPa
$X_t$	La résistance à la traction dans le sens des fibres	MPa
$x, y, z$	Les composantes des coordonnées cartésiennes	$m$
$Y_c$	La résistance à la compression dans le sens transversal	MPa
$Y_t$	La résistance à la traction dans le sens transversal	MPa
$\alpha$	Le coefficient de contribution de la contrainte de cisaillement sur la traction des bres	—
$\beta_{\min}, \beta_{\max}$	Les angles entre les bords d'élément.	$rad$
$\delta_{0eq}, \delta_{feq}$	Les déplacements équivalents respectivement au point de l'initiation de l'endommagement et à l'état de l'endommagement complètement propagée	—
$\delta_n, \delta_s, \delta_t$	Les déplacement s normale, suivant la première direction de cisaillement et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.	—
$\varepsilon_c$	La déformation en compression	—
$\varepsilon_{I(t)}, \varepsilon_{R(t)}$ $\varepsilon_{T(t)}$	Les impulsions réfléchies et transmises respectivement.	$m$
$\varepsilon_n, \varepsilon_s, \varepsilon_t$	Les déformations nominale, suivant la première direction de cisaillement et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.	—
$\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$	Les coefficients de Poisson	—
$\rho$	La densité du fluide	$kg/m^3$
$\sigma$	Le coefficient de diffusion du transport diffusif de la viscosité cinématique turbulente	—
$\sigma_n, \sigma_s, \sigma_t$	Les contraintes nominale, suivant la première direction de cisaillement, et suivant la deuxième direction de cisaillement respectivement.	$Pa$
$\tau$	La contrainte en cisaillement	$Pa$
$\mathcal{V}$	La viscosité cinématique	$m^2/s$
$\omega$	La vitesse de rotation de la turbine	$m^2/s$
$U_\infty, U_s$	La vitesse d'écoulement à l'infinie et de sillage respectivement.	$m/s$
$U_i, \ddot{U}$	Le déplacement et l'accélération de l'impacteur	$m$
$w$	La masse instantané du matériau	$kg$
$W_{\text{abs}}, W_{\text{inc}}$ $W_{\text{ref}}, W_{\text{trans}}$	Les énergies d'absorption, l'énergie incidente, l'énergie réfléchie et transmise respectivement.	$J$
$w_i$	La masse initiale du matériau	$kg$
$w_m$	La masse maximale du matériau	$kg$



TABLE 2 – Abréviations

<b>Abréviations</b>	<b>Indications</b>
ALE	Arbitrary Lagrangian Eulerian
ALLAE	Énergie Artificielle
ALLDMD	Énergie d'endommagement
ALLIE	Énergie interne
ALLKE	Énergie cinétique
ALLSE	Énergie de déformation
BEM	Blade Element Momentum
CFD	Computational Fluid Dynamic
CSP	Centered Solar Power
DNS	Direct Numerical Simulation
ETM	Énergie Thermique des Mers
ETOTAL	Énergie Totale
FEA	Finite Element Analysis
GFRP	Les polymères renforcés de fibres de verre
HAH	Hydrolienne à Axe Horizontal
HSNFCCRT	le critère de Hashin pour la fibre en compression
HSNFTCRT	le critère de Hashin pour la fibre en traction
HSNMCCRT	le critère de Hashin pour la matrice en compression
HSNMTCRT	Le critère de Hashin pour la matrice en tension
LCOE	Levelized Cost of Energy
MRE	Marine Renewable Energies
OTEC	Ocean Thermic Energy Conversion
RANS	Reynolds-Averaged numerical Simulation
RTM	Resin Transfer Moulding
SHPB	Split Hopkinson Pressure Bar
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
VCCT	Virtual Crack Closure Technique
VCE	Virtual Crack Extension

# Introduction générale

## 0.1 Motivation et contexte

Afin de répondre à la problématique du réchauffement climatique et de la croissance démographique, le développement d'énergies renouvelables et non polluantes est devenu indispensable. Bien que pour l'instant, la part de ces énergies dans la production d'électricité est comparable à une goutte d'eau dans l'océan, il en devient nécessaire d'engager une transition énergétique vers un système faisant appel à des sources d'énergies renouvelables et par conséquent diminuer le rôle des énergies fossiles. La transition énergétique est un défi prioritaire à l'échelle planétaire et devient donc un objectif mondial de premier ordre. En effet, les évolutions de la politique énergétique sur le long terme tournent autour de 3 enjeux globaux au niveau mondial : il s'agit de la sécurité énergétique, l'équité sociale ainsi que de l'accès à l'énergie, notamment pour les 1,06 milliards d'individus sans accès à l'électricité dans le monde dont plus de 55% d'entre elles vivent en Afrique subsaharienne d'après AIE (voir figure 1). Actuellement, on remarque que l'Afrique traverse une période soutenue de croissance économique, sociale et de transformation. Sa population croît rapidement ainsi que son économie qui se développe et se diversifie. Pour être durable, cette croissance devra être alimentée par un investissement massif en énergie surtout que l'Afrique a le potentiel et la capacité d'utiliser ses ressources naturelles pour être un levier de sa croissance future avec des énergies renouvelables. Cela serait économiquement compétitif avec d'autres solutions telles que les énergies marines renouvelables qui apparaissent comme une formidable opportunité et un véritable choix écologique, énergétique et industriel, donnant lieu à un nouveau secteur industriel à la croisée des chemins de la croissance bleue et verte et de la création d'emplois durables.

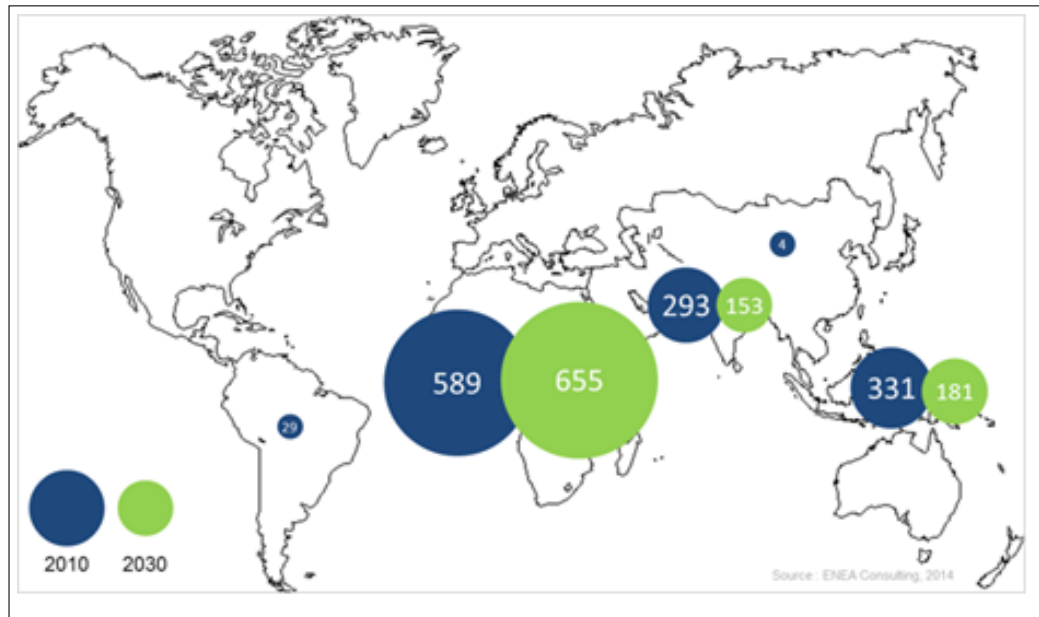


FIGURE 1 – Population (en millions) mondiale sans accès à l’électricité par zone géographique.

## 0.2 Maturité des technologies des énergies marines renouvelables

Parmi toutes les sources d’énergie, les sources d’énergies marines renouvelables (EMR) occupent une place de plus en plus importante dans le bouquet énergétique mondial. C’est dans cette optique qu’une réflexion sur ce type d’énergies prend tout son sens parce qu’elles gagnent plus d’intérêt en raison des diverses formes qu’elles peuvent prendre en vue d’un approvisionnement stratégique en énergie renouvelable. L’hydrolien (énergie des courants), le houlomoteur (énergie de la houle et des vagues), éolien en mer (posé ou flottant), l’ETM (énergie thermique des mers) et énergie osmotique sont autant de technologies qui permettent de profiter de ce formidable gisement pour produire une énergie propre et renouvelable. Si le niveau de maturité des énergies marines est très hétérogène, aucune n’a encore atteint à ce jour le stade du développement commercial. Certains dispositifs sont encore au stade de Recherche et Développement, tandis que d’autres ont atteint le stade de démonstration en mer à taille réelle, figure 2. Bien que les énergies marines ne représentent actuellement qu’une part minime de la production mondiale d’électricité, cette part est amenée à croître dans les années à venir. En effet, les centrales marines bénéficient de flux permanents tout le long de l’année. Compte tenu de sa prévisibilité, l’énergie des courants marins a été identifiée comme l’une des plus prometteuses

énergies vertes. La récupération de l'énergie à partir de la cinétique des courants marins ou fluviaux est particulièrement intéressante, car elle constitue une source immense et quasi inépuisable. En installant des hydroliennes marines ou fluviales, il est possible de récupérer une partie de cette énergie cinétique. Plusieurs travaux de

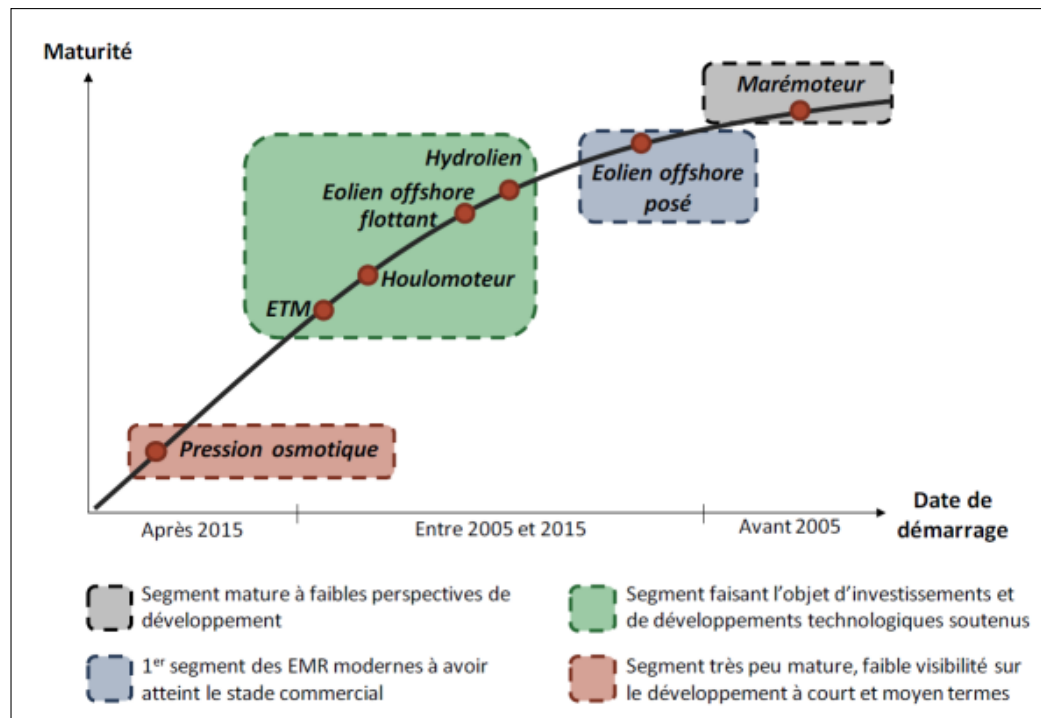


FIGURE 2 – Maturité des technologies des énergies marines, d'après France Energies Marines.

recherche scientifiques ont confirmé que l'énergie des courants marins présente un grand potentiel en tant que source d'énergie propre, prévisible pour la production d'électricité à une échelle commerciale, avec moins d'effets néfastes sur l'environnement. Extraire l'énergie des marées n'est pas récemment développée. Il existe deux systèmes pour l'exploiter, à savoir l'énergie cinétique des courants marins et l'énergie potentielle de la montée des eaux .

La production d'électricité exploitable avec les technologies des hydroliennes est estimée à environ 75 GW dans le monde, 11 GW en Europe, notamment au Royaume-Uni (6 GW) et en France (3,4 GW). De nombreuses études ont été menées ces dernières années sur les technologies des énergies marines renouvelables et particulièrement l'énergie hydrolienne dans les différents instituts et laboratoires de recherche afin d'améliorer la conception de cette technologie, par exemple au Centre européen pour l'énergie marine (EMEC), en Écosse, au Centre de recherche sur l'énergie marine au Canada (baie de Fundy), ou le site expérimental de Paimpol en France . La techno-

---

logie des hydroliennes est encore à ses débuts, avec seulement un petit nombre de dispositifs développés à pleine échelle. La turbine SeaGen de 1,2 MW, développée par Marine Current Turbines (MCT) et déployée à Strangford Lough, en Irlande du Nord a été la première utilisation au monde. Parmi les autres déploiements réussis d'appareils à grande échelle ou proches de l'équipement, citons la turbine OpenHydro de 1 MW déployée dans la baie de Fundy, au Canada, et la turbine d'Alstom de 1 MW déployée à Orkney en Écosse. En 2007, le projet RITE de Roosevelt Island Tidal Energy de Verdant Power a vu le déploiement de la première turbine marémotrice au monde connectée au réseau.

Le projet MeyGen est actuellement le plus grand projet dans le monde sur le site du Raz Blanchard, prêt à utiliser un nouveau système de turbine marémotrice sur le fond marin, avec des collaborateurs comprenant plusieurs leaders de l'industrie tels que Lockheed Martin Corporation. Les 4 turbines originales pèsent 200 tonnes et produisent chacune 1,5 MW construites localement dans des chantiers de fabrication. La dernière phase du projet (2018 à 2021) a pour but d'installer 49 turbines supplémentaires, ce qui portera la capacité totale à 86 MW. La première alimentation a été livrée en novembre 2016.

D'autre part, le projet FloTEC lancé en 2016 avec le financement de l'UE vise à démontrer le potentiel des systèmes de marée flottante pour produire une énergie fiable, à faible coût et à faible risque pour le réseau électrique européen. Pour atteindre cet objectif, la turbine SR2000 a été lancée, considérée comme la plus puissante des turbines à marée du monde. Au cours de sa première année d'essais dans les îles Orcades, les turbines de 2 MW ont produit plus de 3 GWh d'énergie renouvelable, soit une valeur supérieure à celle générée par tous les secteurs écossais de l'énergie des vagues et des marées au cours des 12 années qui ont précédé le lancement du SR2000 en 2016. L'énergie générée par le SR2000 pendant un an d'activité à plein temps est suffisante pour répondre aux besoins annuels en électricité d'environ 830 foyers britanniques. Le projet FloTEC permettra de réduire de 25% le coût actualisé de l'énergie (LCoE), figure 3.

### 0.3 Objectifs du travail

L'énergie extraite de l'océan peut fournir une source de production électrique régulière et prévisible à des densités d'énergie plus élevées que toute autre source d'énergie renouvelable. La connaissance du potentiel énergétique, ses contraintes et sa disponibilité sont autant de paramètres préalables pour déterminer les possibi-



FIGURE 3 – Différents projets pour la récupération de l'énergie hydrolienne.

lités de mise en place d'infrastructures de production d'énergie. Ils sont également tenus d'anticiper la structuration des voies énergétiques et de répondre aux besoins technologiques croissants.

Les régions côtières Marocaines disposent d'un vaste potentiel naturel d'énergies marines renouvelables(EMR). Ce potentiel dépend des caractéristiques locales de l'environnement marin : vent en mer, houle et vagues, marée et courants de marée. Les ressources énergétiques sont soumises à de fortes variations spatiales et temporelles, notamment pour les zones de forts courants. Il est primordial de quantifier précisément ces variabilités afin d'évaluer le potentiel énergétique réel et la rentabilité économique d'un projet de récupération d'énergie marine. Globalement, le potentiel énergétique de l'environnement marin provient essentiellement de six sources ayant une capacité de production industrielle à court et moyen terme très inégale, figure 4.

---

Plusieurs régions marocaines veulent profiter de leur domaine côtier et jouer un

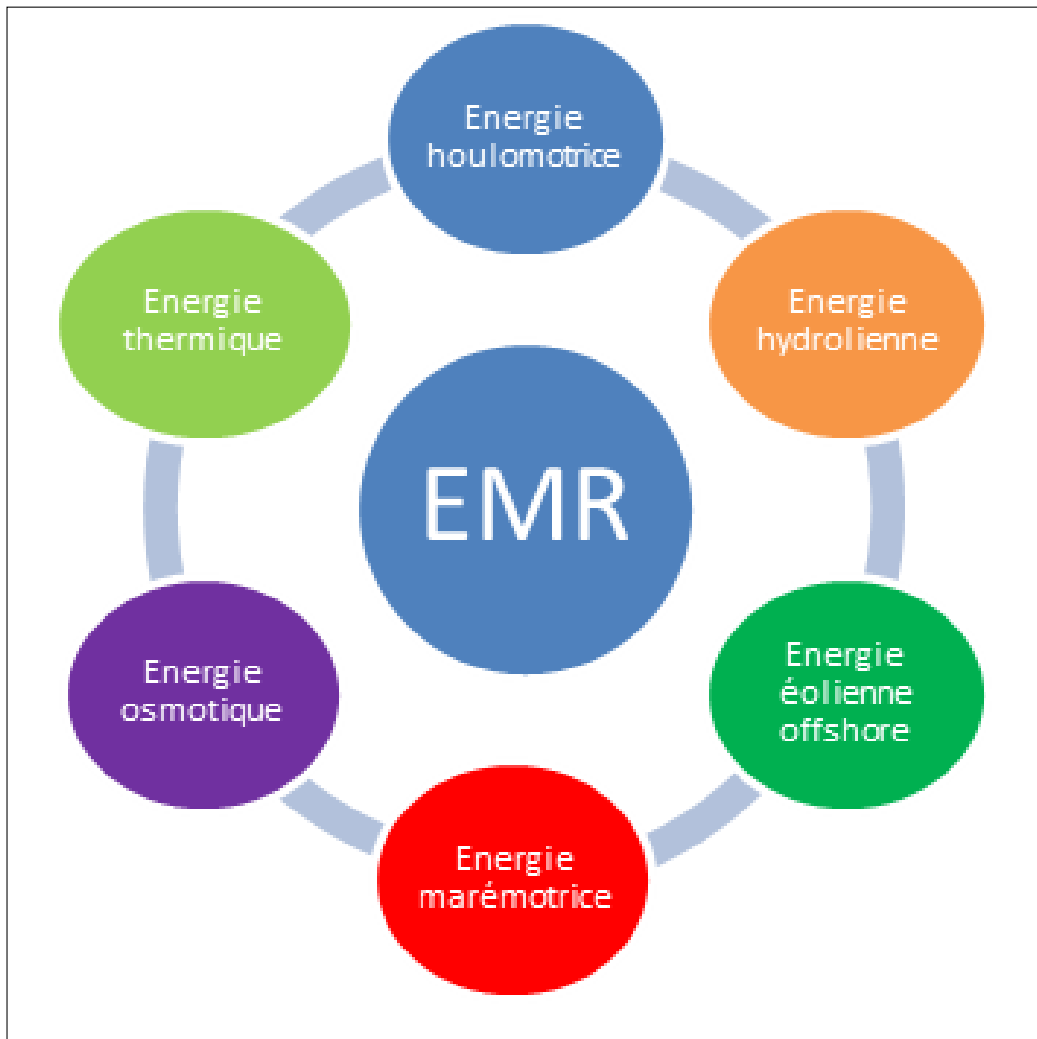


FIGURE 4 – Types des énergies marines renouvelables (EMR).

rôle dans le développement des énergies marines renouvelables, notamment dans le secteur hydrolien. Ils souhaitent également bénéficier des avantages économiques associés sachant que la longueur de la côte méditerranéenne est de 550 km et la longueur de la côte Atlantique est de 3000 km.

L'exploitation de l'énergie des courants de marée nécessite une étape préliminaire de caractérisation des ressources. De nos jours, elle n'existe pas une étude pour estimer le potentiel théorique Marocain. Or, la sélection des zones d'implantation de production d'énergie des courants de marée ne peut se faire uniquement sur la base de la ressource moyenne annuelle. Un projet concret d'implantation d'hydroliennes nécessite des études locales et précises du potentiel. Par ailleurs, bien qu'ayant un caractère prédictible, l'énergie des courants de marée n'en demeure pas moins fluc-

---

tuante. La puissance électrique générée par une hydrolienne est soumise à de fortes variations qu'on appelle « intermittence ». Cette intermittence est intrinsèquement liée à la nature turbulente des courants. L'impact de cette turbulence sur la performance des systèmes de récupération d'énergie des courants est encore mal appréhendé et nécessite des études plus approfondies.

La mise au point d'une méthodologie pertinente de quantification de l'énergie hydrolien à partir de mesures de courant constitue le premier objectif de cette thèse. Le second, repose sur le développement d'un système novateur de récupération de l'énergie des courants marins et finalement l'étude des performances des matériaux composites pour applications des énergies marines renouvelables : cas d'une hydrolienne.

Par ailleurs, l'océan reste un milieu complexe et sévère ce qui entraîne de fortes contraintes sur les structures que ce soit pendant leurs phase d'installation, de fonctionnement ou de maintenance. Compte tenu des contraintes appliquées, une excellente durabilité à long terme s'avère indispensable. En effet, la durée de vie d'une installation est estimée à 20 ans pour être rentable. Dans ce contexte, les matériaux composites peuvent jouer un rôle central dans le développement des systèmes de conversion d'énergie marine renouvelable. Les éoliennes posées et les hydroliennes sont les deux technologies les plus avancées, mais les hydroliennes nécessitent encore des études d'optimisation. En particulier, les pales et la tuyère sont les deux éléments qui conditionnent la durée de vie des machines. Ainsi, elles devraient être conçue de la manière la plus sûre possible et pouvoir résister aux charges appliquées ainsi qu'à l'environnement hostile. Il est devenu courant de trouver sur des techniques de récupération d'énergie des parties structurales en matériaux composites telles que les pales, les tuyères, etc. De plus, le comportement des composites en service (choc, fatigue) sous un environnement hygrothermique reste difficile à prédire.

L'optimisation de leur fonctionnement et de leur dimensionnement ne peut se faire que par la maîtrise de l'interaction entre le milieu et les composants ou structures des systèmes. Ainsi, le développement d'outils et de méthodologies tant numériques qu'expérimentales capables de simuler l'impact du courant et du comportement de ces systèmes de façon couplée constitue un enjeu majeur de dimensionnement. En effet le but est d'identifier les voies d'optimisation qui permettront d'aller sur la phase commerciale avec un gain de LCOE (Levelized Cost of Energy) substantiel. Pour apporter des éléments de réponse à toutes ces questions, le mémoire est divisé en deux grandes parties, chacune est composée de plusieurs chapitres :

- **Première partie** : Évaluation des ressources énergétiques du courants marins et conception d'une hydrolienne (Chapitre 1,2,3).



- 
- **Deuxième partie** : Étude des performances des matériaux composites pour applications des énergies marines renouvelables (chapitres 4, 5, 6).

L'objectif de **la première partie** de cette thèse est d'évaluer le potentiel de l'énergie des courants marins au Maroc et de développer une nouvelle forme de pale d'hydrolienne par l'optimisation d'un profil existant afin d'améliorer le coefficient de puissance. Un tel objectif nécessite une description et une décomposition plus détaillées, qui sont décrites dans les sections suivantes. Enfin, le coefficient de puissance le plus élevé obtenu par le profil développé doit être comparé aux modèles d'hydrolienne standard disponibles dans la littérature.

Avec le modèle numérique développé, nous souhaitons développer une meilleure compréhension de l'étude de conception basée sur le couplage de différentes méthodes numériques et prendre conscience des limites de la simulation numérique pour cette application.

**La deuxième partie** sera consacré à étudier la durabilité des composants d'une hydrolienne dans des conditions sévères que ce soit pendant leurs phases d'installation, de fonctionnement ou de maintenance. Compte tenu des contraintes appliquées, une excellente durabilité à long terme s'avère indispensable. Visant une durée de vie de 20 ans, il s'agit de doter les bureaux d'études, confrontés au dimensionnement des structures en matériaux composites, d'outils leur permettant de faire le choix des matériaux (couple fibre/matrice), architectures fibreuses (nappe, tissus), séquence d'empilement des strates minimisant la sensibilité aux chargements appliqués des structures travaillantes. Pour répondre à toutes ces questions, ce mémoire est organisé autour de six chapitres :

**Le chapitre 1** dresse un état de l'art sur les technologies des énergies marines renouvelables qui permettent de fournir une énergie décarbonées grâce à l'exploitation de diverses ressources de la mer (marées, vagues, courants, vents, gradients de salinité et de température), où l'accent est rapidement mis sur les différentes technologies des hydroliennes car cette technologie présente de belles perspectives de développement dans les années à venir particulièrement les hydroliennes avec carénage qui apparaissent comme un élément clé pour améliorer le rendement hydrodynamique. Les solutions industrielles envisagées pour la récupération des énergies aussi bien marines que fluviales sont exposées, de même que les ressources définissant le potentiel de ces énergies. Un nombre considérable d'études autour de différents concepts sont présentés afin de familiariser le lecteur avec le monde de l'hydrolien.

**Le chapitre 2** expose le potentiel des énergies renouvelables au Maroc sachant que la connaissance des potentiels énergétiques, de leurs contraintes et de leur disponibilité sont autant de préalables nécessaires pour déterminer les possibilités de mise en

---

œuvre d'infrastructures de production d'énergie, mais aussi pour anticiper la structuration des filières énergétiques et répondre à des besoins technologiques croissants. Le service de surveillance de l'environnement marin de Copernicus apporte une contribution essentielle à ces technologies, car ils peuvent être utilisés pour aider à évaluer l'énergie océanique accessibles et choisir les sites les plus attractifs au Maroc. L'objectif de ce chapitre est d'évaluer et d'analyser la ressource des courants marins sur les sites potentiellement propices à l'installation d'une hydrolienne à axe horizontal au Maroc. La distribution de l'énergie hydrolienne disponible dans les régions marocaines est fournie, et trois zones possibles sont suggérées pour l'installation de convertisseurs d'énergie hydrolienne.

Le chapitre 3 est principalement consacré à la conception et à l'analyse d'un nouvel hydrofoil pour la pale d'hydrolienne. Afin de simuler et de vérifier la stratégie de conception d'une hydrolienne, une synthèse bibliographique des travaux portant sur la problématique hydrodynamique des hydroliennes est présentée dans ce chapitre. Une méthodologie de conception d'un rotor d'hydrolienne est aussi proposée suite à la validation de l'outil numérique et la comparaison des résultats avec des mesures expérimentales issues de la littérature. Une analyse CFD bidimensionnelle du nouvel hydrofoil est présentée. Elle constitue un point de départ pour la conception d'une hydrolienne à axe horizontal tridimensionnelle. Les simulations 2D sont vérifiées par rapport à la littérature à une vitesse d'eau constante.

Les matériaux composites apparaissent dans de nombreux secteurs industriels où leurs bonnes propriétés mécaniques associées à leur faible masse volumique en font de bons candidats pour la conception de pièces structurelles. Ils sont notamment employés dans les structures des énergies marines renouvelables (EMR) comme composants structurels des pales d'hydrolienne et de la tuyère. Dans ce cadre, La fiabilité de ces composants dans un environnement très sévère est cruciale pour la rentabilité de ces systèmes récupérateurs d'énergie des courants marins. Ces structures sont sujettes à de nombreux types de chargements, tels que les impacts de corps externes, la fatigue due à la variation des courants, mais également diverses agressions liées à l'environnement marin telles que la variation de la température et l'humidité qui peuvent accélérer le vieillissement et créer de la corrosion. Une compréhension approfondie du comportement sur le long terme de ces parties mobiles est donc essentielle. A cet égard, chapitre 4 présente une synthèse bibliographique concernant l'application des matériaux composites dans le domaine des énergies marines renouvelables avec une attention particulière accordée au secteur de l'énergie hydrolienne. Les différents mécanismes d'endommagement liés à ces matériaux sont présentés de manière générale. Ensuite, les différentes approches de modélisation de l'endommagement et

---

de la rupture des structures composites sont présentées.

**Le chapitre 5** est dédié à la modélisation de l'endommagement d'une tuyère d'hydrolienne sous des chargements statique tel que la gravité , pression hydrodynamique et hydrostatique et aussi sous des chargements dynamique de type impact. Pour étudier cette situation, une analyse paramétrique a été menée qui traite l'influence de plusieurs paramètres (effet de la vitesse, de l'énergie et de la géométrie de l'impacteur) sur le comportement mécanique. Les fonctions les plus avancées actuellement disponibles dans les éléments finis (FE) Abaqus / Explicit ont été utilisées pour simuler le comportement mécanique de la tuyère. L'objectif de ce travail est d'évaluer la durabilité des matériaux composites d'une hydrolienne en service avec la mise en œuvre d'un critère de rupture utilisant l'analyse par éléments finis (FEA). Le comportement mécanique a été analysé pour deux matériaux (fibres de verre ou de carbone noyées dans une matrice époxy ou polyester). Cela a été accompli avec la mise en place d'une routine (VUMAT) implémentée dans le code de calcul ABAQUS pour traduire les modes d'endommagement intralaminaires des composites avec une modélisation 3D. La répartition des contraintes et des déformations est présentée. De plus, la modélisation de l'endommagement a été élaborée sur la base des critères de Hashin pour les endommagements intra-laminaires en utilisant la VUMAT. De plus, ces matériaux sont soumis à un environnement humide agressif et leur durabilité devient un enjeu majeur. La diffusion de l'eau au sein de la matrice organique du composite peut, en effet, conduire à des états de contraintes significatifs et diminuer les performances mécaniques de ces matériaux. La mise en évidence de ce couplage entre la diffusion de l'eau et l'endommagement ainsi que sa modélisation apparaît alors importante afin de valider la bonne tenue en service des structures composites. L'une des préoccupations principales de la conception et dimensionnement des hydroliennes c'est le problème de l'assemblage collé composite que ce soit l'assemblage des pales sur le rotor, des longerons, ou des raidisseurs qui restent un défi majeur pour le concepteur vue que l'assemblage boulonné peut provoquer une corrosion localisée prématurée et conduire ainsi à la rupture. Cependant, aux vues des difficultés de maintenance d'un système hydrolien, il est nécessaire de dimensionner les assemblages afin de supporter de longues durées de vie. **Le chapitre 6** est donc dédié à la compréhension de l'effet du vieillissement hygrothermique sur le comportement dynamique des matériaux et structures composites par une approche expérimentale et une étude numérique. La modélisation du phénomène de la diffusion dans un matériau composite est validée avec les résultats expérimentaux, puis l'étude est ensuite consacrée à la compréhension de l'effet de ce vieillissement sur le comportement dynamique et la cinétique de l'endommagement. Les matériaux composites

---

jouent un rôle de plus en plus important dans notre société. Ce type de matériaux prend aujourd'hui le dessus sur les matériaux métalliques dans de très nombreux domaines (aéronautique, naval, génie civil...), de part leurs avantages en termes de légèreté, de rigidité et de résistance à la corrosion mais également de coût et de mise en forme. Il est donc primordial de comprendre et d'évaluer au mieux les propriétés des matériaux composites sur le long terme afin de pouvoir dimensionner et optimiser les pièces pour des applications particulières. Il en est de même concernant les propriétés de ces matériaux par rapport à une sollicitation externe extrême telle que le couplage : vieillissement hygrothermique / compression dynamique.

**Des Conclusions et Perspectives** viendront clore cette étude, ce qui permettra de faire un bilan sur les apports de ce travail de thèse par rapport à l'état de l'art et apportera des pistes pour la poursuite de ces travaux.

## Première partie

# Évaluation des ressources énergétiques des courants marins et conception d'une hydrolienne

# Chapitre I

## Généralités sur les technologies des énergies marines renouvelables

### Sommaire

---

<b>I.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>41</b>
<b>I.2</b>	<b>Ressources énergétiques issues des océans</b>	<b>41</b>
I.2.1	L'énergie marémotrice	43
I.2.2	L'énergie houlomotrice	44
I.2.3	L'énergie des courants marins ou l'énergie hydrolienne	44
I.2.4	L'énergie éolienne en mer ou éolienne offshore	45
I.2.5	L'énergie osmotique	46
I.2.6	L'énergie thermique de la mer	47
<b>I.3</b>	<b>Comparaison des énergies marines</b>	<b>48</b>
<b>I.4</b>	<b>Panorama global des hydroliennes</b>	<b>51</b>
I.4.1	Origine des courants marins et l'histoire de l'hydrolienne	51
I.4.2	Classification des hydroliennes	51
I.4.3	Les prototypes et projets les plus avancés	53
<b>I.5</b>	<b>Théorie de conversion de l'énergie hydrolienne</b>	<b>56</b>
<b>I.6</b>	<b>Étude des hydroliennes munies d'un carénage</b>	<b>60</b>
I.6.1	Classification des systèmes de carénage	60
I.6.2	Études analytiques de turbines carénées	64
<b>I.7</b>	<b>Conclusion</b>	<b>66</b>
<b>I.8</b>	<b>Références</b>	<b>67</b>

---

## **I.1 Introduction**

La question énergétique est d'envergure mondiale. Elle prend aujourd'hui une acuité particulière avec l'augmentation de la population mondiale et de la consommation d'énergie. De nos jours, l'approvisionnement en énergie dépend principalement des combustibles fossiles. Toutefois, cette dépendance est de plus en plus préoccupante, car ces carburants ont des effets néfastes sur l'environnement, leur inégale répartition géographique et les tensions qui en résultent sur les prix font de la question énergétique un enjeu de développement majeur. A ces considérations géopolitiques et économiques s'ajoute désormais la reconnaissance de l'impact des activités humaines sur le changement climatique, et notamment des modes de production et de consommation d'énergies fossiles, fortement émetteurs de gaz à effet de serre. Le changement climatique semble d'ailleurs dominer la politique énergétique et devient désormais le fondement principal de la réflexion, de l'analyse et de l'action. Par conséquent, il y a un besoin émergent d'énergie nouvelle et des technologies vertes pour remplacer les énergies fossiles, afin de sécuriser l'approvisionnement énergétique d'une manière plus écologique.

C'est dans le cadre de la diversification du bouquet énergétique qu'une réflexion sur les énergies marines prend tout son sens. Le soleil, le vent, la biomasse, la géothermie ou l'hydraulique sont souvent cités dans la liste des ressources renouvelables. Ne pas citer les énergies issues de la mer tels que les vagues, les courants ou les marées, ça serait oublier que la surface de la terre étant recouverte à 70% par des océans [1]. Or ces derniers recèlent des quantités d'énergie bien supérieures aux besoins énergétiques de l'humanité. Ces ressources en énergie sont de deux origines : l'énergie solaire, à l'origine des vents, de la houle, des grands courants marins, des différences de température, et des variations de la gravitation dues à la position de la Terre, de la Lune et du Soleil, à l'origine des marées et des courants de marée. La ressource marine potentielle est prometteuse. A titre d'exemple, l'énergie naturellement dissipée par les seules marées est évaluée à environ 25 000 TWh/an, soit davantage que la consommation d'électricité mondiale (17 800 TWh en 2011 d'après l'IEA) [2].

## **I.2 Ressources énergétiques issues des océans**

Vaste et puissant, l'océan emmagasine probablement assez d'énergie sous forme de chaleur, de courants, de vagues et de marées pour répondre à la demande croissante en énergie. Pourtant, les défis auxquels est confronté le développement de la technologie des énergies marines renouvelables ont été considérables et, à ce jour,

l'énergie des océans ne représente qu'une infime proportion de l'approvisionnement énergétique mondial. Il pourrait être nécessaire d'accroître la recherche et le développement dans le domaine des énergies renouvelables provenant de l'océan pour élaborer un plan énergétique global, complet et responsable. Alors que les énergies provenant de l'océan amélioreraient très probablement l'environnement en remplaçant les centrales à combustibles fossiles et en réduisant les émissions de carbone. Il sera d'une importance cruciale de veiller à ce que le développement de nouvelles technologies de l'énergie des océans ne nuise pas au milieu marin, qui est déjà soumis à de multiples menaces telles que la surpêche, la pollution, la perte d'habitat et le changement climatique [3] .

La recherche sur les énergies renouvelables est surtout concentrée sur le développement de sources solaires, éoliennes, biomasse et géothermiques. Bien que toutes ces sources soient très prometteuses, la politique énergétique la plus solide exploitera une gamme importante de sources d'énergie renouvelables. C'est pourquoi nous prévoyons que les gouvernements, les entreprises, les ingénieurs et les scientifiques se tourneront de plus en plus vers les énormes quantités d'énergie stockées dans l'océan. Les pays côtiers peuvent disposer de précieuses ressources énergétiques renouvelables sous forme de marées, de courants, de vagues et de vent en mer. Le potentiel de captage de l'énergie de la mer a récemment suscité l'intérêt de plusieurs pays, de sorte que les installations d'énergies marines renouvelables (ci-après dénommées EMR) deviendront probablement très diffuses dans un avenir proche et détermineront une nouvelle transformation de nos eaux côtières [4] .

Les technologies pour la récupération des énergies marines, peu matures pour la plupart, sont développées par de nombreuses startups mais aussi par des équipementiers, à qui elles offrent la perspective d'un relai de croissance. Pour les consommateurs d'énergie et les collectivités, les énergies marines apportent une solution pour consommer une énergie dé-carbonée produite à partir d'une ressource locale, d'autant plus précieuse dans des zones difficilement accessibles car isolées en mer (territoires insulaires, plates-formes pétrolières et gazières offshore, bouées de signalisation, stations de mesure) [5] . La filière des énergies marines appelées aussi énergie des océans, comprend le développement des technologies et la maîtrise et l'exploitation des flux d'énergies naturelles fournies par les mers et les océans. Globalement, le potentiel énergétique de l'environnement marin provient essentiellement de six sources ayant une capacité de production industrielle à court et moyen terme très inégale : énergie marémotrice, hydrolienne, houlomotrice, éolienne, osmotique et énergie thermique.



### **I.2.1 L'énergie marémotrice**

L'énergie marémotrice résulte de l'exploitation de l'énergie potentielle de la marée. On la capte en utilisant les variations du niveau de la mer, en remplissant, puis en vidant des réservoirs par l'intermédiaire de turbines, figure I.1 [6]. Le phénomène de marée est dû à l'action gravitationnelle combinée de la lune et du soleil et des frottements sur le fond des océans. Les variations périodiques du niveau de la mer sous l'effet de la marée sont donc particulièrement prédictibles. L'énergie marémotrice présente un vrai avantage d'être hautement prévisible, comparativement à l'énergie solaire, éolienne et houlomotrice. La régularité des marées ainsi qu'un immense potentiel énergétique contribuent à rendre attractif le développement de l'énergie marémotrice. Les premiers barrages à marée ressemblent à des barrages construits à l'embouchure des estuaires pour exploiter l'énergie du courant de marée. Contrairement à un barrage hydroélectrique, un barrage à marée doit permettre à l'eau de s'écouler dans les deux sens, bien qu'en général, le barrage ne capte que l'énergie de l'eau qui sort de l'estuaire à marée haute ou basse. La technologie des barrages marémoteurs est assez bien développée et offre un très grand potentiel dans certains sites [7].

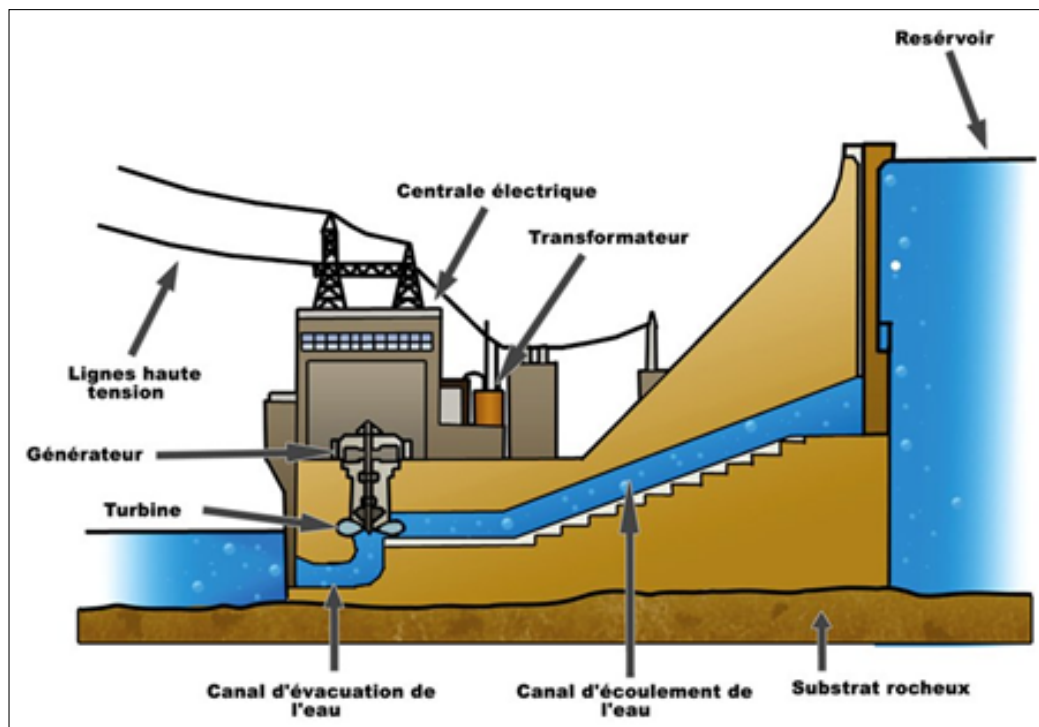


FIGURE I.1 – Principe de fonctionnement d'une usine marémotrice.

## **I.2.2 L'énergie houlomotrice**

L'énergie houlomotrice est l'énergie mécanique des vagues et de la houle formée par l'effet du vent soufflant sur la surface de l'océan, ce dispositif renferme un système de poids qui va osciller avec le phénomène de houle, remplissant puis vidant alternativement des pompes hydrauliques, ce qui a pour effet final de charger des accumulateurs à haute pression et d'entraîner des générateurs d'électricité, figure I.2 [8]. Cette filière est fortement marquée par les effets saisonniers. Capturer l'énergie des vagues océaniques dans des endroits au large des côtes est techniquement réalisable. De plus, la recherche fondamentale visant à améliorer la conception des dispositifs de conversion de l'énergie des vagues. Par rapport à d'autres formes d'énergie renouvelable en mer, comme l'énergie marémotrice, l'énergie éolienne, courant océanique, l'énergie des vagues est continue mais très variable, bien que le niveau des vagues à un endroit donné peut être prédit en toute confiance plusieurs jours à l'avance. Comme pour de nombreuses technologies propres, le développement de l'énergie houlomotrice a commencé dans les années 70 durant la période de crise pétrolière. Le problème de l'énergie des vagues a été sa faible rentabilité, et il a donc été difficile d'atteindre des applications commerciales. Ce n'est que depuis le milieu des années 90 que ces technologies ont trouvé un nouveau souffle auprès de plusieurs petites entreprises en Norvège et au Royaume-Uni [9]. La puissance des vagues dépend du vent, le vent le plus régulier, et donc la puissance des vagues la plus exploitable, est générée entre 30 et 60 degrés de latitude. Le plus grand potentiel est situé dans les profondeurs de l'eau. Par exemple, au Royaume-Uni, une vague perd les deux tiers de sa puissance lorsqu'elle atteint une faible profondeur eau (à 20m). Les études topographiques nous permettent de connaître les fonds marins et donc d'en déduire l'altitude dans les zones à fort potentiel, les "points chauds" sont concentrés sur le littoral. Cette filière pourrait atteindre un facteur de charge de 30% à 50%.

## **I.2.3 L'énergie des courants marins ou l'énergie hydrolienne**

Elle utilise l'énergie cinétique des courants marins issus des marées qui vont actionner des turbines, généralement sous-marines; il y a aussi des hydroliennes avec une partie flottante. Cette énergie fluctue à l'échelle journalière et bimensuelle sauf pour les courants océaniques. Cette production est à la fois renouvelable et prédictible. Une hydrolienne suit le rythme des marées qui s'inversent toutes les six heures en Europe. Les productions associées sont donc intermittentes mais très prévisibles car dépendantes de la rotation de la terre et du cycle de la lune et beaucoup moins instables que le vent, ce qui renforce leur utilité pour le réseau électrique. En ce

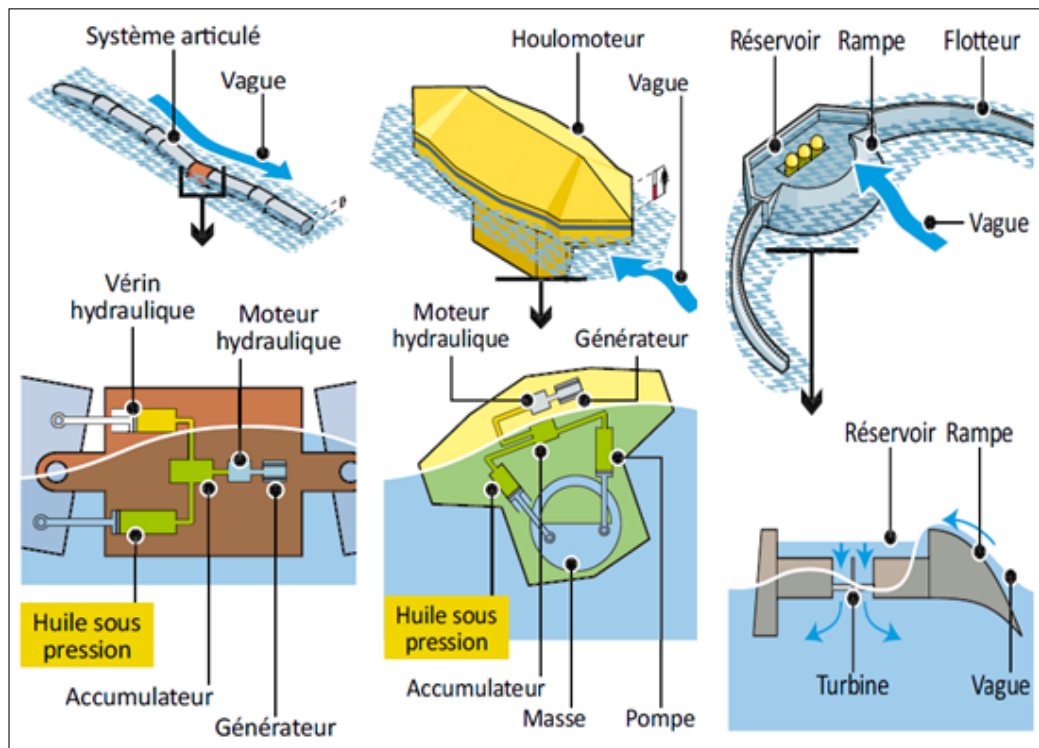


FIGURE I.2 – Principe de fonctionnement de l'énergie houlomotrice.

qui concerne les courants océaniques, la vitesse et la direction sont généralement constantes. Les grands courants océaniques tels que le Gulf Stream sont également des sources potentielles mais en général plus difficilement exploitables car plus faibles et plus loin des côtes, figure I.3. La puissance électrique qu'on peut extraire des déplacements des masses est proportionnelle au cube de la vitesse du courant, à la surface balayée par le système et à la densité de l'eau. Les hydroliennes sous-marines à axe horizontal peuvent être assimilées à des éoliennes immergées. Bien que les courants marins soient 4 à 5 fois moins rapides que le vent, la puissance électrique d'une hydrolienne est beaucoup plus importante que celle des éoliennes de même dimension du fait d'un milieu fluide beaucoup plus dense (la densité de l'eau de mer est 800 fois plus élevée que celle de l'air) [10]. Cela a pour conséquence de nécessiter des hydroliennes nettement moins imposantes que les éoliennes terrestres ce qui en fait une technologie adaptée pour l'extraction de l'énergie des mers en faible profondeur.

#### I.2.4 L'énergie éolienne en mer ou éolienne offshore

Une éolienne produit de l'énergie au moyen de turbines solidaires d'un support flottant à la surface de l'océan à une profondeur d'eau de 30 à 50 m. Une éolienne est

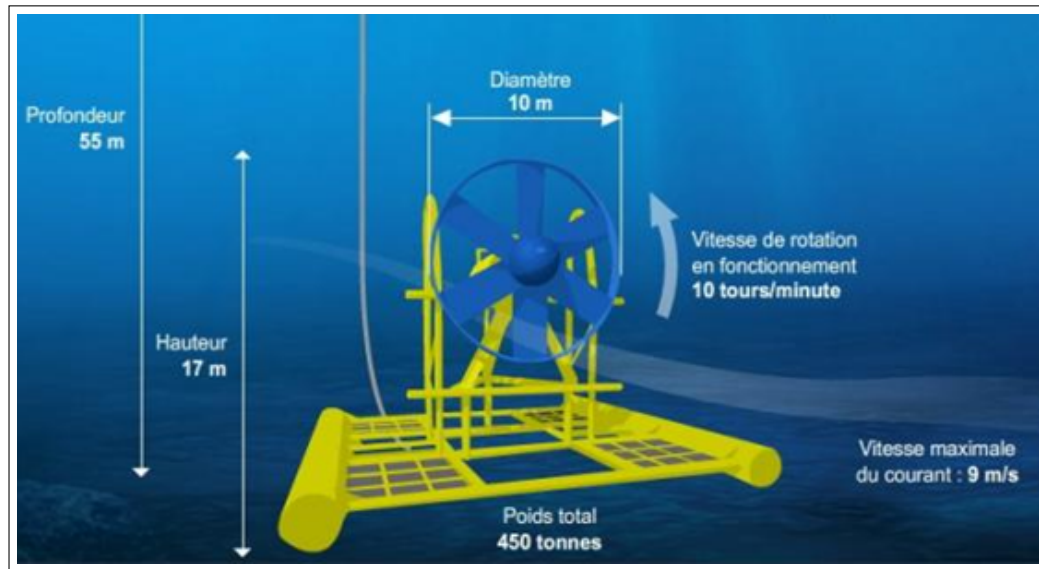


FIGURE I.3 – Principe de fonctionnement d'une hydrolienne.

un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique, puis grâce à un aérogénérateur en énergie électrique [11], figure I.4. Une éolienne offshore a moins d'impact visuel sur le paysage quand elle est éloignée du littoral de plusieurs dizaines de km en mer et jouit donc d'une meilleure acceptabilité que l'éolien à terre [12]. Un autre avantage de l'éolien offshore est que le vent est souvent plus important et aussi plus régulier en mer que sur terre. L'énergie éolienne a reçu beaucoup d'attention dernièrement comme l'une des technologies les plus prometteuses et les plus rentables pour la production d'énergie propre. L'énergie éolienne est l'un des types d'énergie les plus propres, et son coût peut actuellement être concurrentiel par rapport aux combustibles fossiles. Bien que la recherche et la promotion de l'énergie éolienne se concentrent principalement sur les sites terrestres, l'intérêt pour l'énergie éolienne en mer ne cesse de croître. Des vents très forts soufflent régulièrement sur les océans, les vents au-dessus de l'océan atteignent des vitesses plus élevées et sont moins turbulents que les vents sur terre, et aucune forme de relief ne bloque l'accessibilité du vent au-dessus de l'océan [13].

## I.2.5 L'énergie osmotique

Elle vient du potentiel physico-chimique produit par la différence de salinité entre l'eau de mer et l'eau douce [14]. Lorsque deux masses d'eau de concentration en sel différentes sont en contact, les molécules d'eau douce ont naturellement tendance à passer du compartiment le moins condensé, vers le plus condensé, pour rétablir l'équilibre de concentration, figure I.5. Deux méthodes de récupération de

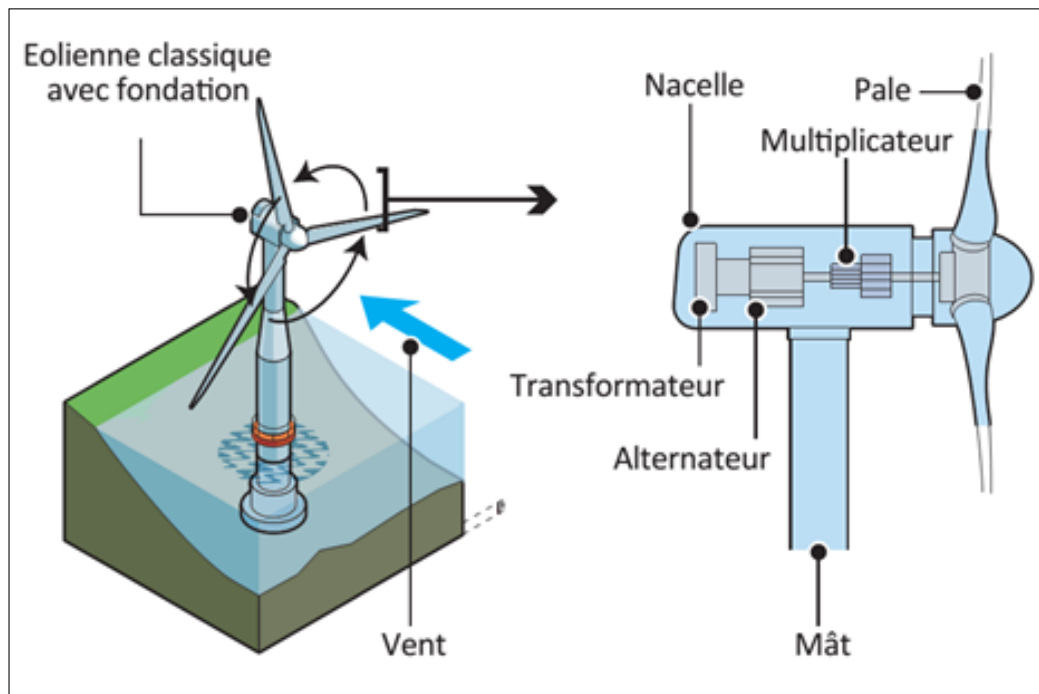


FIGURE I.4 – Principe de fonctionnement d'une éolienne offshore.

cette énergie sont testées : la première est basée sur l'osmose (en Norvège), la seconde sur l'électrodialyse inversée (aux Pays-Bas). On peut cependant noter une récente publication dans la revue « Nature » par l'institut Lumière Matière (ILM), un laboratoire de l'Université de Lyon 1, qui par utilisation de nanotubes de bore-azote permet d'atteindre des courants 1000 fois supérieurs aux autres technologies et une capacité potentielle de  $4 \text{ kW/m}^2$  de membrane [15].

## I.2.6 L'énergie thermique de la mer

L'ETM produit de l'électricité à partir du gradient thermique naturel de l'océan, en utilisant la chaleur emmagasinée dans l'eau chaude de surface pour créer de la vapeur afin d'entraîner une turbine, tout en pompant l'eau froide des profondeurs vers la surface pour recondenser la vapeur, figure I.6. Les centrales ETM peuvent être construites soit à terre, soit sur des plates-formes flottantes offshore. Les plates-formes flottantes pourraient être plus grandes et n'exigent pas l'utilisation de terres côtières précieuses, mais elles entraînent des coûts et des répercussions supplémentaires pour le transport de l'énergie jusqu'au rivage. L'énergie peut être transportée par câble sur le fond marin, une technologie bien développée mais coûteuse qui a un impact sur l'environnement en perturbant les communautés du fond marin, ou stockée sous forme d'énergie chimique sous forme d'hydrogène, d'ammoniac ou de

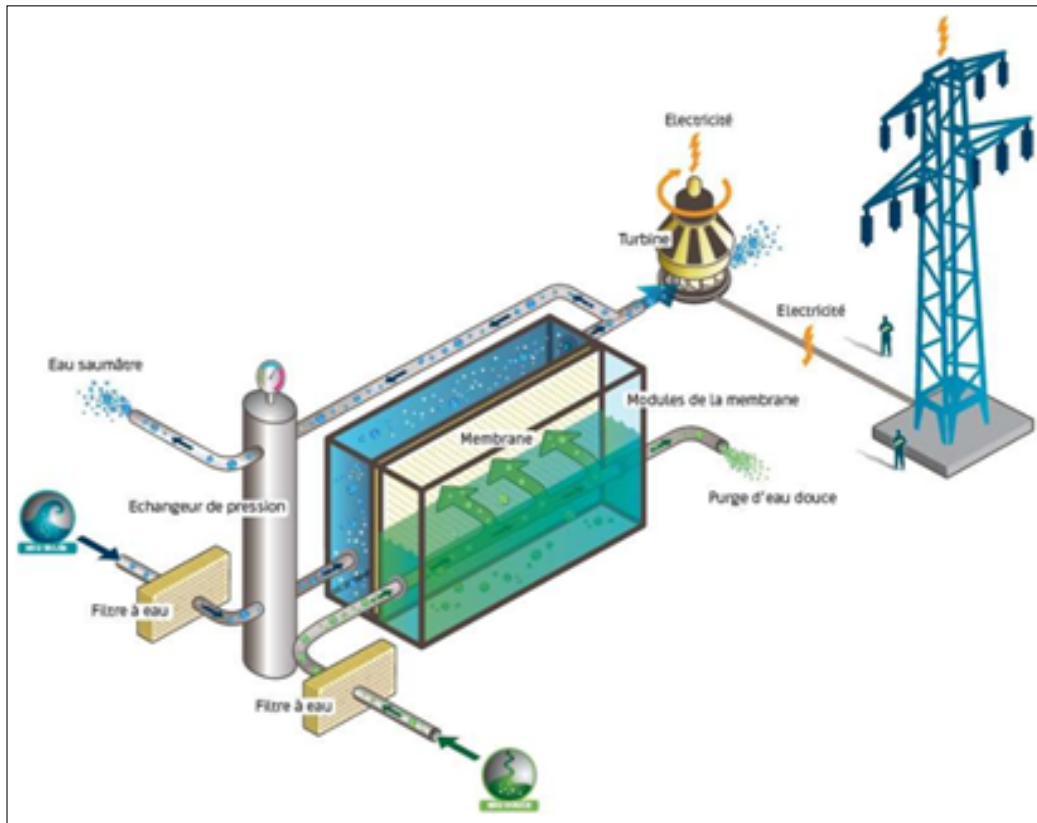


FIGURE I.5 – Principe de fonctionnement de l'énergie osmotique.

méthanol. Les usines utilisées pour produire de l'hydrogène, de l'ammoniac ou du méthanol "brouteraient" lentement l'océan, stockeraient les produits pendant environ un mois, puis les transfèreraient dans un navire-citerne qui les transporterait à terre [16].

### **I.3 Comparaison des énergies marines**

L'inquiétude croissante face à la menace du changement climatique mondial a conduit à un intérêt accru pour la recherche et le développement de technologies d'énergie renouvelable. L'océan constitue une vaste source de ressources énergétiques potentielles et, à mesure que la technologie des énergies renouvelables se développera, les investissements dans l'énergie marine augmenteront probablement. La recherche sur la conversion de l'énergie thermique des océans, l'énergie des vagues, l'énergie marémotrice et l'énergie éolienne en mer a mené à des technologies prometteuses et, dans certains cas, à un déploiement commercial. Ces sources ont le potentiel d'aider à atténuer la menace du changement climatique mondial, mais l'environnement océanique devrait être protégé pendant que ces technologies sont développées. Les

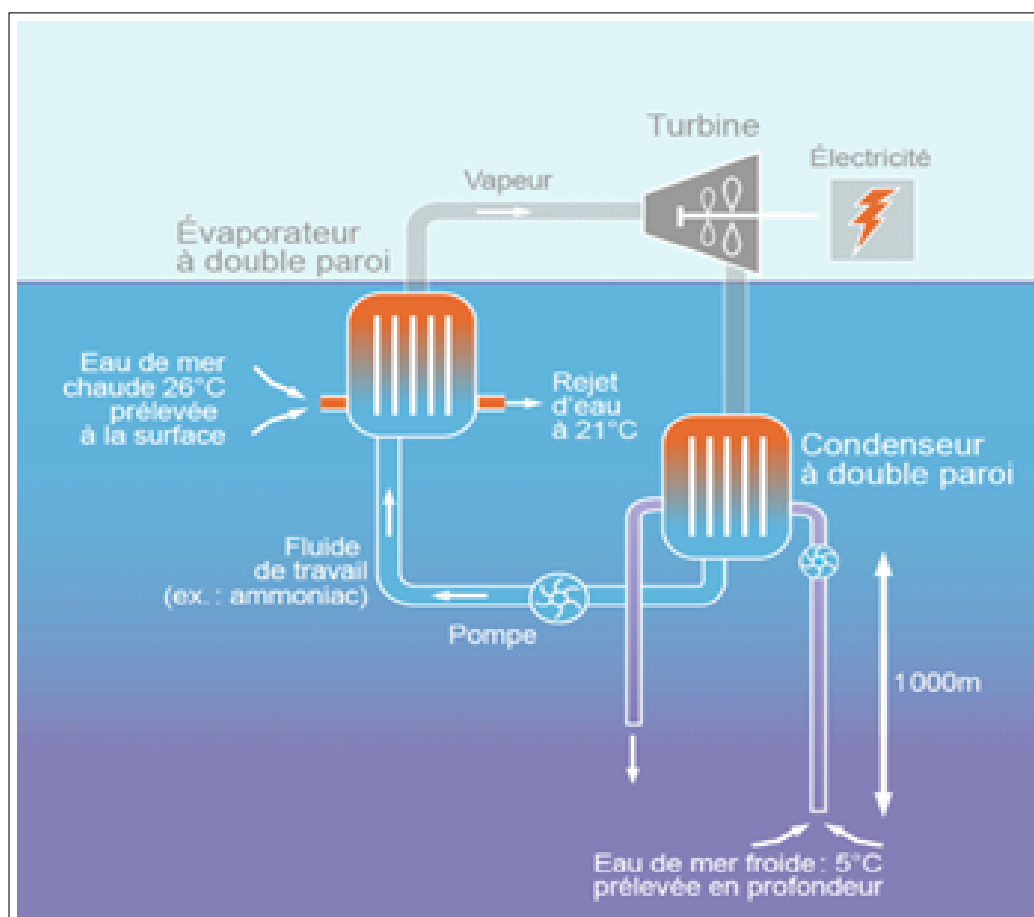


FIGURE I.6 – Principe de fonctionnement de l'énergie thermique de la mer.

sources d'énergie renouvelables provenant de l'océan peuvent être exploitées sans nuire à l'environnement marin si les projets sont situés et dimensionnés de manière appropriée et si les directives environnementales sont respectées. La diversité des technologies de récupération de l'énergie marine renouvelable permet de mettre en évidence un degré de maturité technologique très échelonnée. D'autre part les énergies marines présentent des caractéristiques techniques propres qui diffèrent selon les technologies considérées :

- Le caractère continu ou intermittent de la ressource, et dans ce dernier cas son degré de prévisibilité.
- La distance à la côte.
- La profondeur d'eau.

La distance à la côte et la profondeur d'eau reflètent l'accessibilité du système et donc les coûts d'installation et de maintenance, ainsi que les coûts de transport d'électricité. En revanche, du point de vue de l'acceptabilité sociale, une grande distance à la côte est un atout. Distance et profondeur ne sont pas toujours corrélées, citons par

exemple le littoral atlantique espagnol, où la profondeur augmente très rapidement avec l'éloignement des côtes. A l'inverse, le plateau de la mer du Nord assure une profondeur d'eau modérée sur de grandes distances. La figure I.7 positionne les types d'énergies marines selon leur intermittence et distance à la côte typique. L'énergie osmotique, l'ETM ou les courants océaniques permettent de fournir une production continue d'électricité, véritable atout dans le secteur des énergies renouvelables. La production d'électricité basée sur l'énergie des marées (marémotrice et courants de marées) est intermittente mais bien plus prédictible que celle provenant du vent [17]. Ce travail de recherche s'inscrit dans le cadre d'un programme de recherche sur le

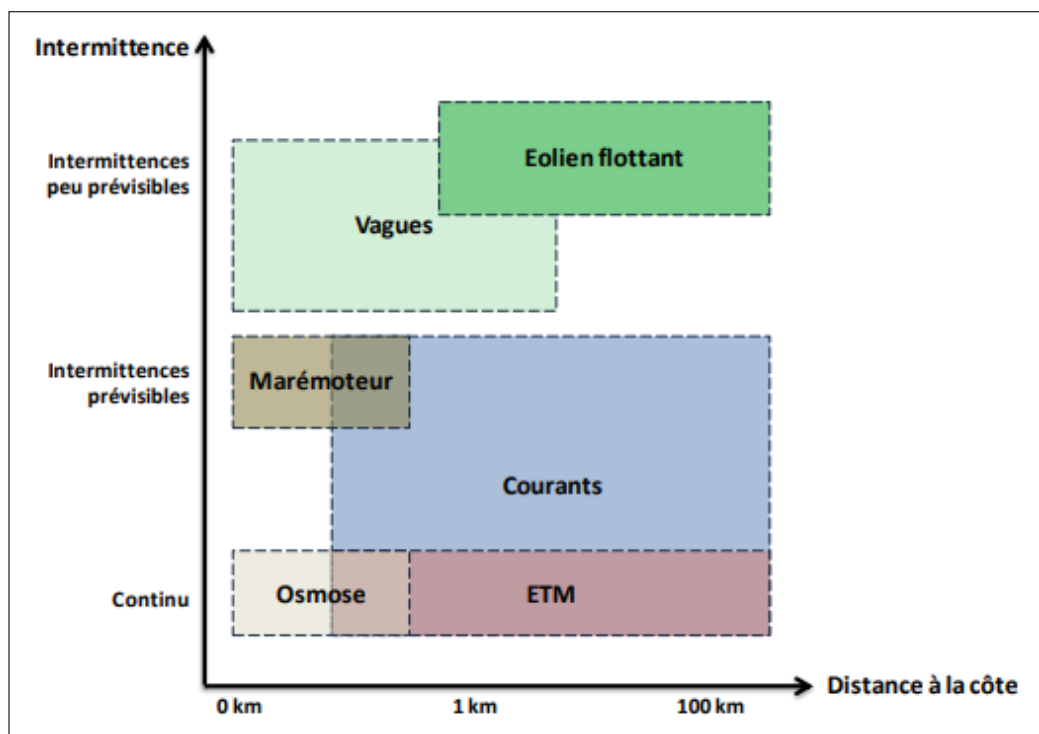


FIGURE I.7 – Comparaison de différents types d'énergies marines selon leur intermittence et leur distance à la côte.

thème de la récupération des énergies marines renouvelables. On va focaliser notre étude sur les hydroliennes parce que cette technologie nécessite encore des études approfondies de conception et d'optimisation en raison de l'environnement marin extrêmement sévère dans lequel elles sont installées. Ainsi, les hydroliennes devraient être conçues de la manière la plus sûre possible et pouvoir résister aux différents chargements.



## **I.4 Panorama global des hydroliennes**

### **I.4.1 Origine des courants marins et l’historique de l’hydrolienne**

Les courants de marée peuvent être définis comme le mouvement périodique de l’eau principalement, mais pas nécessairement exclusivement, par une différence de hauteur de chute créée par les marées océaniques déphasées à chaque extrémité d’une restriction. D’autres forces externes et, souvent, non périodiques sont appliquées aux courants de marées et ceux-ci dépendront souvent des conditions météorologiques locales (marées radiatives), les caractéristiques de l’océan (marées internes) et la géographie. La rotation de la terre est importante dans la mesure où les forces de Coriolis modifient l’écoulement loin de l’équateur. Les caractéristiques de débit sont également en fonction de la topographie locale et de la bathymétrie à un endroit donné, car ce facteur influe également sur les pertes d’énergie de frottement du fond [18]. Les fréquences et amplitudes des courants de marée peuvent être analysées et prédites en utilisant les mêmes techniques mathématiques que les hauteurs de marée. Le processus d’obtention des données initiales à partir des courants de marée est plus difficile que celle de la lecture des hauteurs de marée, mais l’introduction de l’électronique numérique sous-marine avancée a permis l’acquisition de quantités substantielles des données de haute qualité sur la vitesse du courant de marée relativement simples. Les tourbillons à l’échelle du mètre et la turbulence rendent plusieurs zones hautement énergétiques inutilisables pour l’extraction d’énergie. L’ancêtre d’une hydrolienne le moulin à eau ou le moulin à marée, figure I.8 [19]. La première hydrolienne commerciale a été implantée en Irlande du Nord (1,2 MW) en avril 2008 [20]. De nombreux autres projets sont en développement aujourd’hui, notamment en France et au Royaume-Uni, qui rassemblent 80 % du potentiel européen. La technique utilisée est relativement connue (proche d’une éolienne), son développement ne devrait donc requérir que du progrès technologique incrémental.

### **I.4.2 Classification des hydroliennes**

Les hydroliennes ont un principe de fonctionnement similaire à celui des éoliennes, sauf que l’énergie cinétique du courant au lieu du vent est utilisée pour produire de l’électricité. Les technologies du courant marin ont exposé plus de 40 nouveaux systèmes entre 2006 et 2013 [21]. La différence significative entre ces systèmes est le type de turbine utilisé qui peut être à axe vertical ou à axe horizontal avec et sans carénage [21]. Ces technologies sont classées en six classes en fonction des caractéris-

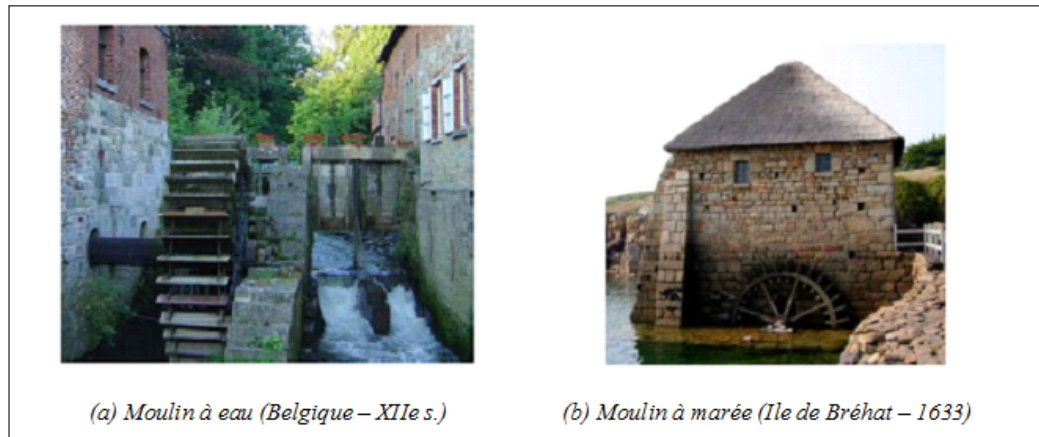


FIGURE I.8 – Différents types de Moulins.

tiques des turbines et sont brièvement expliquées ci-dessous, figure I.9 [22] :

► **Turbine à axe horizontal (a)** : Fonctionne de la même manière que les éoliennes qui captent l'énergie provenant de l'air en mouvement, le dispositif horizontal convertit l'énergie cinétique de l'eau s'écoulant librement en énergie de rotation, puis cette énergie de rotation en électricité. L'atout majeur de cette technologie est son meilleur rendement de conversion par rapport aux autres.

► **Turbine à axe vertical (b)** : Le principe de fonctionnement de l'hydrolienne à axe vertical est similaire à celui de l'hydrolienne horizontale. Sauf que le courant marin fait tourner les rotors autour de l'axe vertical et produit de l'énergie. L'avantage d'un tel système est son indépendance vis-à-vis du sens du courant et son inconvénient réside dans le phénomène de cavitation qui agit sur toute la pale.

► **Hydrofoil oscillant (c)** : Un hydrofoil est attaché à un bras oscillant. Les oscillations du bras entraînent le pompage du fluide pour générer de l'énergie électrique, l'inconvénient d'un tel système est qu'en plus du générateur il faut obligatoirement un moteur hydraulique.

► **Hydrolienne avec carénage (d)** : Ces dispositifs sont principalement des turbines à axe horizontal à l'intérieur d'une tuyère. Ceci est conçu pour accélérer et concentrer le mouvement du fluide. Turbines à l'intérieur d'une tuyère pourrait également réduire la turbulence autour des turbines et faciliter l'écoulement de l'eau.

► **Vis d'Archimède (e)** : La vis d'Archimède est un système hélicoïdal qui présente une variation de niveau d'eau à travers l'hélice afin de tirer de l'énergie en faisant tourner les turbines.

► **Cerf-volant de marée (f)** : Les systèmes de cerfs-volants de marée tiennent un cerf-volant attaché avec une petite turbine. Le cerf-volant vole par le débit, augmentant la vitesse d'écoulement relative entrant dans la turbine.

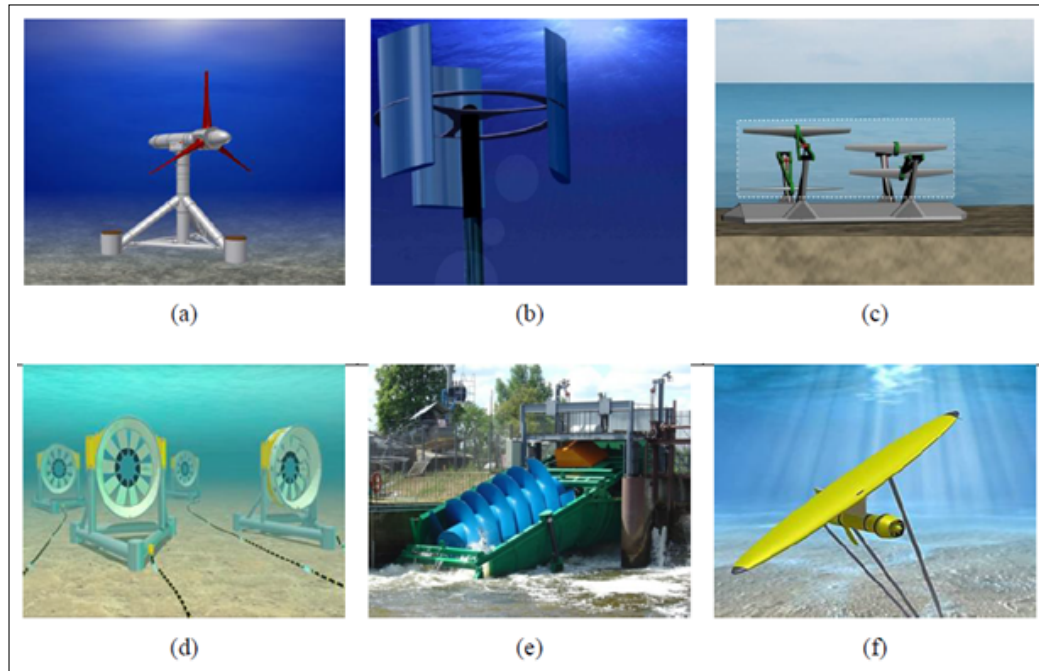


FIGURE I.9 – Différentes technologie des hydroliennes.

### **I.4.3 Les prototypes et projets les plus avancés**

Le pays leader dans le domaine hydrolien est le Royaume-Uni. Il possède le plus grand nombre de prototypes et un site expérimental internationalement reconnu : l'EMEC (European Marine Energy Center). La filière est soutenue structurellement et financièrement par une politique de développement et d'innovation dynamique des secteurs privé et public. 40 % des prototypes recensés par l'EMEC sont estampillés (Royaume Uni) [23]. En fait, le générateur d'énergie hydrolienne n'est pas une idée nouvelle. Depuis 1981, l'Electric Kite sous-marin a développé un moyen pratique d'exploiter les courants de rivière, de marée et d'océan avec des turbines hydrocinétique sans barrage [24]. Cependant, la technologie des turbines marémotrices n'a guère progressé dans le monde jusqu'en 2003, lorsque Marine Current Turbines Ltd (MCT) a installé la première turbine marémotrice expérimentale de 300 kW à rotor unique à échelle réelle - SeaFlow (avec un seul rotor de 11 m de diamètre, avec contrôle à pleine portée) à Lynmouth sur la côte nord du Devon [25] [26], qui a prouvé la faisabilité commerciale de cette technologie. En 2006, OpenHydro est devenue la première société à installer son prototype de turbine marémotrice dans le Centre européen de l'énergie marine (EMEC) [27], qui est un centre d'essai axé

sur le développement de l'énergie marémotrice et des vagues, offrant aux développeurs la possibilité de tester des dispositifs prototypes connectés au réseau dans des conditions inégales de vagues et de marées et EMEC encourage le développement des hydroliennes en Europe.

Réalisant le potentiel de l'énergie marine, le Département de l'énergie des États-Unis (DOE) a désigné le Northwest National Marine Renewable Energy Center (NNMREC) en 2008 [28], qui se concentre sur la recherche et le développement de l'énergie marémotrice et houlomotrice [29], et le Southeast National Marine Renewable Energy Center (SNMREC) pour développer des technologies qui peuvent générer une énergie renouvelable à partir du courant marin et une énergie thermique marine en 2010 [30].

En Asie, la technologie des hydroliennes se développe également. En 1996, S. kiho et al. [31] ont rapporté les résultats des essais sur le terrain de l'hydrolienne Harrius dans le détroit d'Hurushima dans la préfecture d'Ehime. En 2010, Liu et al. [32] ont fait état du développement positif de la technologie des hydroliennes en Chine. En Inde, plusieurs projets de parcs marémotrices sont en cours [33-34].

Aujourd'hui, le Royaume-Uni et les États-Unis sont à la tête du développement de la technologie des hydroliennes dans le monde entier. Il y a 75 développeurs dans l'enquête [35], et 29 développeurs au Royaume-Uni et 16 aux États-Unis. Au sein de 75 développeurs, 34 développeurs ont passé avec succès l'étape des tests en laboratoire pour atteindre le niveau commercial (TRL 7), 13 au Royaume-Uni et 7 aux États-Unis. Et là, 8 développeurs ont atteint le niveau commercial (TRL 9) [35].

Il convient de noter que l'avantage distinctif de l'énergie hydrolienne est lié à la grande prévisibilité de la ressource des courants marins. La nature astronomique des marées est déterminée par l'interaction gravitationnelle du système Terre-Lune-Soleil, ce qui rend les courants marins très prévisibles avec une précision de 98% pendant des décennies [36]. Fondamentalement, il y a deux façons d'exploiter les ressources marémotrices marines : soit en construisant un barrage de marée à travers un estuaire ou une baie, soit en extrayant l'énergie cinétique directement des courants de marée. L'un des avantages des hydroliennes par rapport aux barrages de marée est l'extensibilité flexible du système. Les usines marémoteurs sont plus coûteux et sont généralement destinés à des capacités en eau souterraine, qui pourraient dépasser les besoins des petits villages côtiers ou des îles éloignées. Au cours des dernières années, diverses hydroliennes à axe horizontal et à axe vertical ont été développées et rapportées dans la littérature [6]. Les progrès de la recherche académique sur les conceptions hydrodynamiques des turbines et les configurations des fermes au cours des 10 dernières années sont détaillés dans [37]. Les modèles

numériques pour l'étude de l'hydrodynamique des pales et l'évaluation possible de la cavitation sont importants pour la conception des hydroliennes [38]. La majorité des dispositifs des hydroliennes industrialisés sont des turbines à axe horizontal dont l'axe de rotation est parallèle au sens de l'écoulement. Les principaux inconvénients associés aux turbines à axe vertical sont une capacité de démarrage automatique relativement faible, des fluctuations de couple élevées et un rendement généralement inférieur à celui des turbines à axe horizontal. D'après la documentation et les rapports disponibles, les hydroliennes à axe horizontal semblent être la solution la plus technologiquement et économiquement viable pour les grandes turbines d'une puissance supérieure à 500 kW à l'heure actuelle. Bien que divers projets des hydroliennes aient fait l'objet de certains rapports de recherche de pointe, bon nombre de ces projets n'en étaient qu'au stade de la conception lorsque ces rapports ont été publiés il y a plusieurs années [6,36]. Il est à noter que certains projets sont abandonnés ou n'ont jamais été construits, comme par exemple, la turbine marémotrice d'énergie lunaire et la turbine marémotrice d'énergie bleue. Et certains projets n'ont pas d'autres développements pendant plusieurs années après la première annonce, comme les turbines Atlantis Resource Nereus/Solon et les turbines Gorlov. De plus, certains projets de turbines ont été rebaptisés et mis à l'échelle au cours des dernières années, par exemple, la turbine à marée E a été rebaptisée HS300 et le projet Hydroelix a été développé pour devenir le projet Sabella. Un récent document de synthèse [39] se concentre sur le nombre de différents types de turbines et le nombre total de turbines mises au point par différents pays. Le plus récent article [40] publié en 2016 résume les caractéristiques techniques de différents types de dispositifs d'énergie hydrolienne (turbines à axe vertical et horizontal, turbines à canal, hydroptères et cerfs-volants oscillants, barrages de marée); ces dispositifs comprennent des prototypes industrialisés et de conception. Toutefois, les futurs projets de fermes des hydroliennes (turbines OpenHydro, Sabella, GE-Alstom) ne sont pas détaillés. La référence [41] est le premier article à se concentrer sur les développements industriels des technologies des grandes turbines, qui pourraient apparaître dans les fermes pré-commerciales des hydroliennes dans un avenir proche. Cependant, quatre ans se sont écoulés depuis sa publication et beaucoup d'informations devraient être mises à jour. Par conséquent, des efforts ont été faits dans le présent chapitre pour analyser l'information à jour sur les hydroliennes au niveau des mégawatts et pour fournir un examen plus complet des hydroliennes industrialisés. Il existe plusieurs technologies de turbines à axe horizontal, qui ont été développées depuis plus d'une ou deux générations au cours de la dernière décennie.

Quelques-uns des concepts les plus avancés, dans leur phase d'industrialisation, et

qui semblent apporter le plus d'assurances technologiques au développement de la filière hydrolienne, sont présentés dans le travail de benbouzid et ses collègues[36] .

## **I.5 Théorie de conversion de l'énergie hydrolienne**

L'hydrolienne est une nouvelle technologie permettant de produire de l'électricité grâce à la force des courants marins. Elle fonctionne sur le principe de l'éolienne, mais sous-marine, qui est très attractive pour plusieurs raisons que nous expliquerons par la suite. Le principe des hydroliennes est simple, ce qui fait d'elles des précurseurs d'une nouvelle ère écologique. Pour capter l'énergie produite par les courants marins, il faut placer des turbines et des pâles dans l'axe de ces courants. Afin de calculer la puissance théorique maximale fournie pour une hydrolienne à axe horizontal par rapport à la puissance incidente de l'écoulement du fluide traversant le rotor, plusieurs chercheurs ont développés des théories pour modéliser le fonctionnement d'un rotor et déterminer la physique du champ de l'écoulement. Il existe des similitudes entre une hydrolienne et une éolienne ce qui nous permet d'utiliser les théories appliquées aux éoliennes, nombreux ouvrages traitant l'analyse des performances aérodynamique des éoliennes, comme celui de Burton et al. (2001) [42] . La première théorie qui était développé c'est la théorie du disque par Rankine en 1865 et Froude en 1889 [43] . Elle a été ensuite amélioré par Lanchester [44] en 1915 puis par Betz en 1920 [42] . Dans cette théorie, le rotor est assimilé à un disque avec un nombre infini de pales, chacune d'elles possédant une épaisseur infiniment mince et la vitesse de l'écoulement reste constante le long de l'axe de rotation du rotor. Parmi les hypothèses adoptées dans cette théorie :

- L'écoulement est irrotationnel.
- Le fluide est incompressible.
- Le disque hélice ne provoque pas de tourbillon hélicoïdal de sillage.
- Le flux est strictement axial et uniforme sur toute la surface du disque. hélice ainsi que dans toute section de la veine fluide, le flux est donc unidirectionnel.
- Les forces de friction sont négligées.

Lorsque le fluide traverse le disque du rotor, il perd une partie de son énergie cinétique. La vitesse de l'écoulement (en amont du disque) diminue graduellement de  $U_\infty$ , à une vitesse du sillage  $U_s$  (loin en aval du disque). La pression quant à elle augmente de  $P_\infty$  à  $P$  à l'intrados et chute à l'extrados à  $P_0$  et recouvre graduellement la pression  $P_\infty$  loin derrière le disque, figure I.10. De cette théorie, nous pouvons déterminer le rendement d'une hydrolienne est souvent exprimé par le coefficient de puissance  $C_P$  qui représente le pourcentage de puissance extractible de l'écoulement

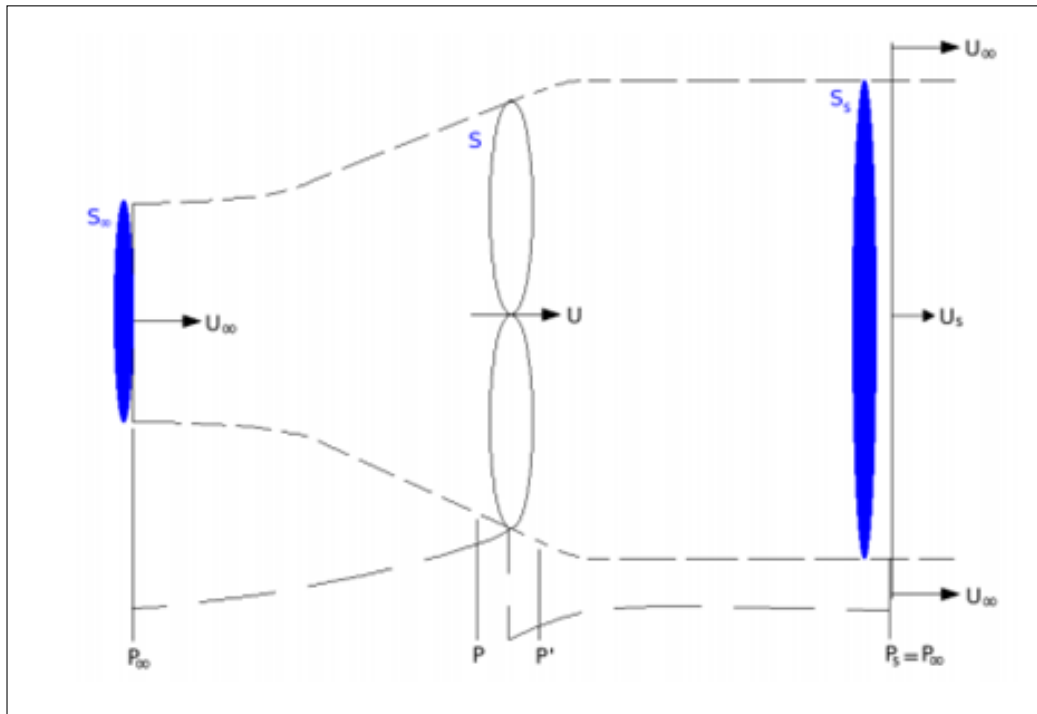


FIGURE I.10 – Schéma d'un écoulement de fluide à travers un actionneur.

en tenant compte des pertes hydrodynamiques. Cette théorie peut aussi permettre de déterminer le déficit de vitesse dans un champ d'hydrolienne. Plusieurs méthodes numériques basées sur la théorie du disque pour prédire les performances des rotors, en l'occurrence de la méthode BEM (Blade Element Momentum). En utilisant la conservation de la masse pour déterminer le débit traversant le disque :

$$\frac{dm}{dt} = \rho S_\infty U_\infty = \rho S_s U_s \quad (\text{I.1})$$

Avec  $dm/dt$  la dérivée temporelle de la masse du fluide,  $\rho$  est la densité du fluide,  $U_i$  et  $S_s$  respectivement la vitesse de l'écoulement et la surface de la section d'écoulement en amont, au niveau du disque et en aval du disque. La poussée  $F_X$  est donnée par la variation de quantité de mouvement :

$$F_X = \dot{m} (U_\infty - U_s) = (p - p') S \quad (\text{I.2})$$

L'application du théorème de Bernoulli en amont (3) et en aval (4) du disque, en considérant qu'il n'y a de variation d'altitude, est donnée par :

$$p_\infty + \frac{1}{2} \rho U_\infty^2 = p + \frac{1}{2} \rho U^2 \quad (\text{I.3})$$

$$p_{\infty} + \frac{1}{2}\rho U_s^2 = p' + \frac{1}{2}\rho U^2 \quad (\text{I.4})$$

Et l'utilisation de l'équation ci-dessus donne :

$$F_X = \dot{m} (U_{\infty} - U_s) = \frac{1}{2}\rho S (U_{\infty}^2 - U_s^2) \quad (\text{I.5})$$

Soit P la puissance nécessaire à l'accélération du fluide qui est donnée par l'expression la puissance extraite par le disque on a :

$$P = F_X U = \frac{1}{2}\rho S U (U_{\infty}^2 - U_s^2) \quad (\text{I.6})$$

En introduisant le facteur d'interférence axial du rotor a :

$$a = 1 - \frac{U}{U_{\infty}} \quad (\text{I.7})$$

Et considérer la vitesse de l'écoulement au niveau du disque comme une moyenne arithmétique des vitesses en amont et en aval du disque, figure I.11 :

$$U = \frac{U_{\infty} + U_s}{2} \quad (\text{I.8})$$

Les expressions des coefficients de puissance  $C_P$  et de traînée  $C_T$  sont données par :

$$C_P = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho S U_{\infty}^3} = 4a(1-a)^2 \quad (\text{I.9})$$

$$C_T = \frac{F_X}{\frac{1}{2}\rho S U_{\infty}^3} = 4a(1-a) \quad (\text{I.10})$$

Si on annule la dérivée de  $C_P$  par rapport à a, on obtient :

$$\frac{\partial C_P}{\partial a} = 4(a-1)(3a-1) = 0 \quad (\text{I.11})$$

Si  $a = 1$  alors  $C_P = 0$  : c'est le coefficient de puissance minimal atteint par une turbine. Cette valeur n'a pas de sens physique car elle implique ( $U_{\infty} = 0$ ) et ( $U_s = -U_{\infty}$ ). Et si  $a = 1/3$  alors  $C_P = 0.593$  : c'est le coefficient de puissance maximal atteint par une turbine idéale, aussi appelé limite de Betz. Comme pour l'éolienne, l'énergie que peut extraire une hydrolienne des courants marins ne peut excéder la limite de Betz ( $C_{Pmax} = 0.593$ ), c'est-à-dire que le rotor ne peut extraire plus de 59.3% de l'énergie contenue dans l'écoulement. Le sillage généré par une hydrolienne se caractérise principalement par un déficit de vitesse et une augmentation de la turbulence sur plusieurs centaines de mètres en aval. Cette théorie permet aussi de



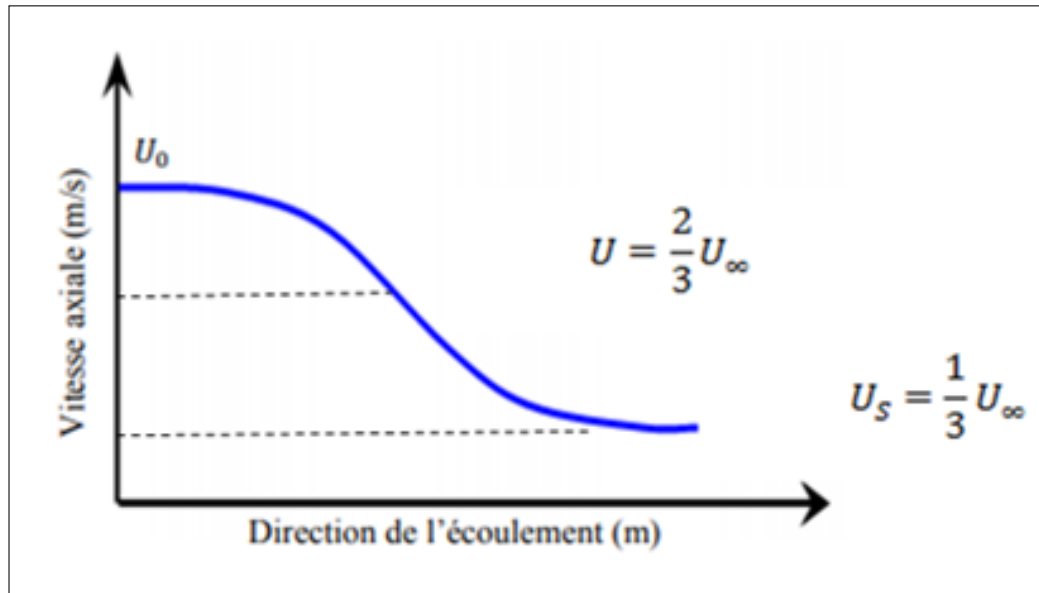


FIGURE I.11 – Vitesses amont et aval selon la théorie du disque actionneur.

déterminer le déficit de vitesse maximum dans le sillage d'un rotor :

$$U_s = (1 - 2a)U_\infty \quad (\text{I.12})$$

Dans le cas  $C_{Pmax} = 0.593$ ,  $U_s = U_\infty/3$ . Ce qui veut dire que le déficit de vitesse maximum dans le sillage devrait être égale aux  $2/3$  de la vitesse de l'écoulement incident :

$$U_{\text{deficit}} = 1 - \frac{U_s}{U_\infty} = \frac{2}{3} \quad (\text{I.13})$$

En pratique, il y a certains paramètres qui peuvent générer le sillage (mât, nacelle, frottements,...) donc ce résultat n'est pas toujours vérifié. L'interaction du sillage d'une turbine sur une seconde se traduit par une diminution du rendement ainsi qu'une augmentation des charges hydrodynamique fatiguant prématurément les matériaux [43]. Dans la littérature, le déficit de vitesse maximale dans le cas de l'éolien ou l'hydrolien est compris entre 0.30 et 0.66 [43]. Afin d'améliorer les performances hydrodynamiques d'une turbine et dépasser les limites classiques, l'ajout d'un système de carénage peut augmenter de façon significative le rendement d'une hydrolienne parce que la vitesse autour du rotor est plus grande que celle autour du rotor libre. Le recours à un système de carénage sera traité plus en détail dans la section suivante.

## I.6 Étude des hydroliennes munies d'un carénage

### I.6.1 Classification des systèmes de carénage

L'utilisation de carénage pour améliorer les performances des éoliennes et des hydroliennes fait l'objet de discussions depuis de nombreuses années [45,46]. En général, deux types de carénages ont été proposés pour le vent et les courants marins : carénage unidirectionnels (diffuseurs) et bidirectionnels, figure I.12. Le premier est souvent constitué d'une section transversale en forme de voilure qui induit une circulation et donc un soulèvement vers l'axe du carénage. Le carénage bidirectionnel est conçu pour fournir un débit plus élevé de la vitesse d'écoulement au niveau du rotor. Récemment, Khan et ses collègues (2009) [47] ont publiés un article très in-

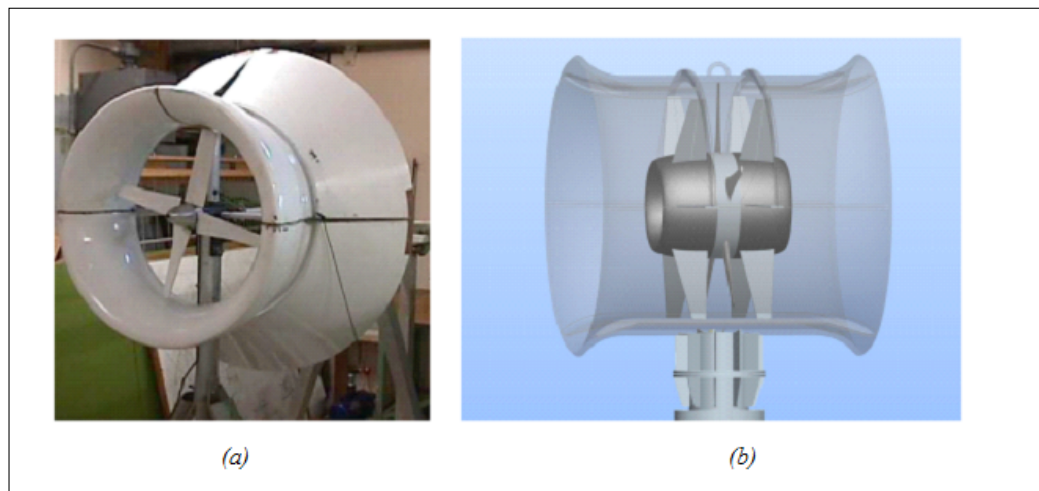


FIGURE I.12 – Exemple du carénage (a) unidirectionnels et (b) bidirectionnels.

intéressant sur les différents types de carénage pour les hydroliennes à axe horizontal et à axe vertical. La figure I.13 présente quelques schémas des solutions proposées, triées par rapport au type d'application. Les auteurs concluent que les carénages de type diffuseurs sont privilégiés pour les hydroliennes à axe horizontal, tandis que les carénages dit hybrides sont retenus pour les hydroliennes à axe vertical. Chaque type de carénage a ses avantages et ses limites. Dans le cas des carénages hybrides, ces concepts sont plus efficaces quand la longueur du carénage est beaucoup plus grande que le diamètre du rotor, présente moins de risques de décollement. D'autre part, les carénages de type diffuseur permettent de conditionner l'écoulement. La présence du rebord crée une forte dépression à l'extérieur de la machine en augmentant la trainée du carénage. Les mêmes auteurs ont effectué un sondage sur l'utilisation d'un système de carénage, (Voir figure I.14). Ils ont observés que presque la moitié

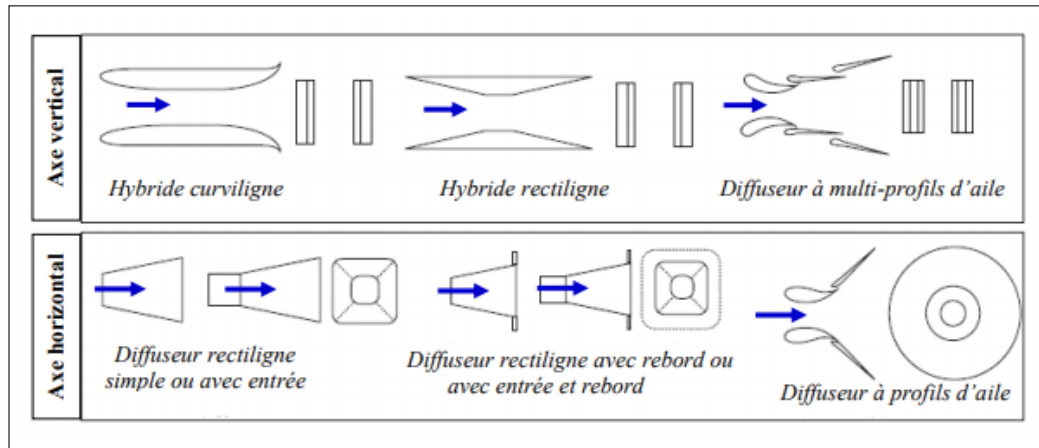


FIGURE I.13 – Classement des carénages.

des concepts sont favorable pour les hydroliennes à axe vertical sachant que son rendement est plus faible que celui des hydroliennes à axe horizontal. En revanche, pour une hydrolienne à axe horizontal, il est envisageable d'avoir un système de carénage (rotor Non 64 % Oui 33 % sans réponse 3 % 21 démunis d'un carénage). Ceci implique quelques difficultés rencontrées lors de l'installation des turbines carénées ; citons par exemple la difficulté de garder la coaxialité du rotor avec le carénage. Selon Khan et

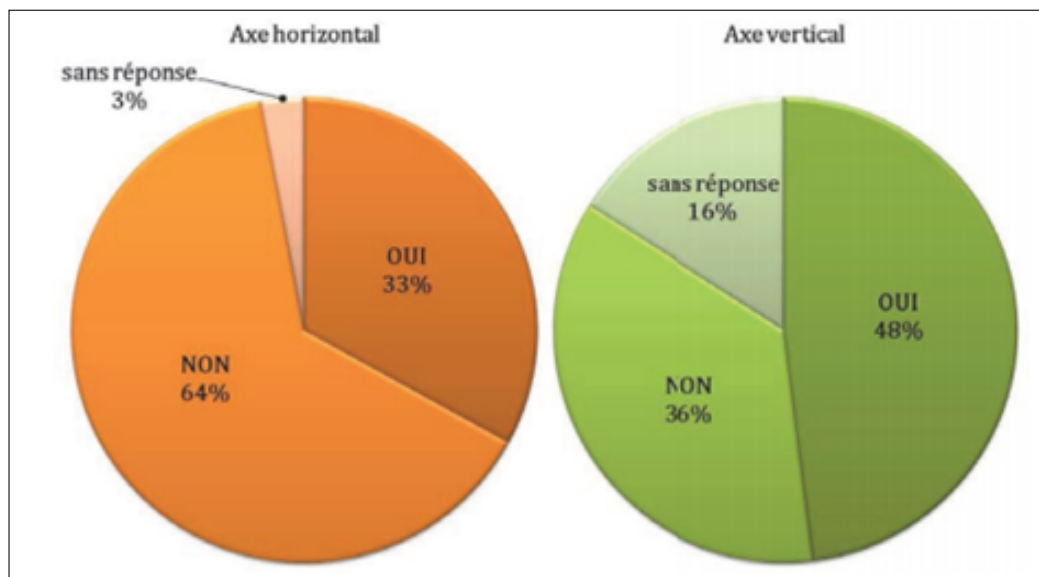


FIGURE I.14 – Sondage sur l'utilisation du système de carénage.

al. (2006) [47], lorsqu'une turbine est placée dans un système de carénage, la vitesse d'écoulement autour du rotor sera plus grande que celle autour du rotor libre ; ceci devrait augmenter la puissance produite par la turbine. De plus, l'introduction d'un système de carénage pourrait permettre de réguler les vitesses autour du rotor et

donc imposer moins de contraintes de conception du rotor. Toutefois, l'ajout d'un carénage augmentera le coût de fabrication ainsi que le poids, le coût de fabrication et le poids supplémentaires doivent être justifiés en termes d'efficacité accrue [48]. La première étude approfondie sur les éoliennes à carénage a été réalisée en 1950 par Lilley et Rainbird [49], qui ont développé des modèles analytiques fondés sur la théorie de la dynamique unidimensionnelle et les méthodes potentielles, figure I.15. Leur étude suggère qu'un carénage raisonnable pourrait fournir au moins 65 % d'augmentation de puissance sur une turbine idéale libre avec le même diamètre de rotor. Dans les années 1990, une entreprise néo-zélandaise appelée Vortec a tenté de commercialiser un modèle d'éolienne à carénage, mais le projet a été abandonné lorsque son prototype de sept mètres n'a pas fonctionné aussi bien que prévu. Les tentatives de mise au point d'éoliennes à carénage ont échoué pour un certain nombre de raisons, dont la plus importante est sans doute l'énorme charge qui s'exerce sur le carénage en cas de tempête. La conception de la turbine Vortec nécessitait des structures de soutien lourdes pour supporter les charges prévues en cas de tempête. L'échec du projet d'éolienne Vortec a montré clairement que, dans le contexte des éoliennes, l'augmentation de puissance fournie par un conduit pouvait être obtenue à moindre coût en augmentant simplement le diamètre du rotor. Un certain nombre



FIGURE I.15 – Eolienne Vortec.

d'entreprises sont au stade de prototype pour la mise au point des hydroliennes à carénage. La société irlandaise OpenHydro a effectué des essais dans la baie de Fundy. Alstom (France) développe actuellement une hydrolienne à carénage sur la

base d'une conception de Clean Current (Canada) qui a été également testée dans la baie de Fundy en 2012. Lunar Energy (Écosse) et plusieurs autres entreprises développent également des conceptions similaires. La figure I.16 présente des applications réelles d'hydroliennes à axe horizontal équipées d'un carénage. Malgré le développement important de la conception des hydroliennes à carénage par plusieurs organisations, il y a un manque de documentation définissant les méthodes d'analyse hydrodynamique.

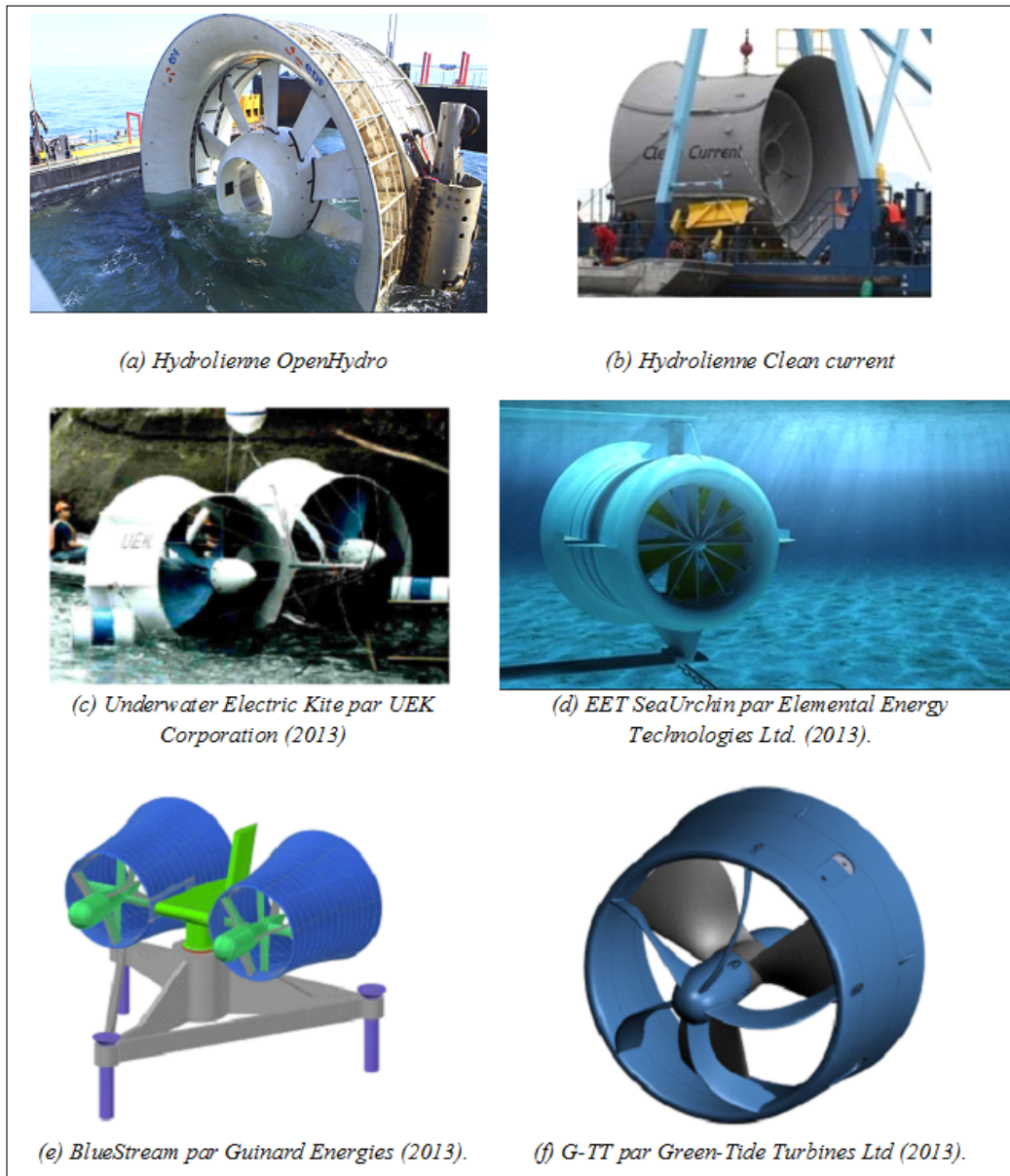


FIGURE I.16 – Hydroliennes avec carénage.

## **1.6.2 Études analytiques de turbines carénées**

En générale, les carénages sont des systèmes qui permettent de concentrer au maximum l'écoulement du fluide qui passe dans le rotor pour améliorer le rendement propre de la machine. Si l'hydrolienne est placée dans un système de carénage, les frontières de l'écoulement restent définies et l'élargissement des lignes de courant est limité par la géométrie du carénage. Ce qui implique un débit plus élevé au travers du rotor et par conséquent, des vitesses plus élevées autour des pales de la machine en comparaison à la turbine libre. Plusieurs travaux de recherches sur les hydroliennes proposent des modèles analytiques pour étudier les hydroliennes carénées. Ces modèles analytiques traitent l'écoulement comme un écoulement uniforme non visqueux, en appliquant une conservation de la quantité de mouvement à un tube de courant traversant un disque actionneur canalisé. Comme ces modèles supposent un écoulement non visqueux, ils nécessitent des paramètres empiriques supplémentaires pour prendre en compte les effets de la séparation de l'écoulement et d'autres effets d'écoulement visqueux. Des modèles analytiques ont été développés pour caractériser la performance des hydroliennes à carénage de Lilley et Rainbird [49,50]. Cependant, tous ces modèles nécessitent des paramètres supplémentaires correcteurs, généralement empiriques pour prendre en compte les effets de la séparation de l'écoulement et une perte visqueuse. À l'heure actuelle, il existe peu de données expérimentales ou numériques à l'appui d'une approche fondamentale pour comprendre la façon dont ces facteurs varient en fonction des changements de la géométrie des carénages. Les modèles présentés par Jamieson et Van Bussel [46] sont basés sur une version modifiée de la norme analyse du moment d'inertie du disque de Froude à écoulement axial. Le modèle de Van Bussel a été développé pour identifier l'idéal et néglige ainsi les effets de perte visqueuse et de séparation dû à l'écoulement. Le modèle de Jamieson calcule un facteur d'induction de poussée nulle idéal dans le plan du rotor. Ce paramètre intègre l'expansion du diffuseur et des effets de pression (à l'état de poussée nulle). Jamieson a employé un terme d'efficacité pour tenir compte des géométries de carénage "non idéales", où le carénage idéal n'aurait pas de séparation d'écoulement, un coefficient de pression constant et perte de viscosité nulle. Récemment, Werle et Presz (2008) [51] proposent un nouveau modèle analytique basé sur l'application de la conservation de quantité de mouvement au volume de contrôle illustré à la figure 1.17. Cette approche est basée sur l'hypothèse d'un écoulement non visqueux et incompressible. Le rotor est modélisé par un disque actionneur sans prise en compte des pertes dues au frottement et aux autres effets visqueux. Cette approche suppose que la présence du carénage génère une force axiale opposée au sens de l'écoulement. Les équations théoriques

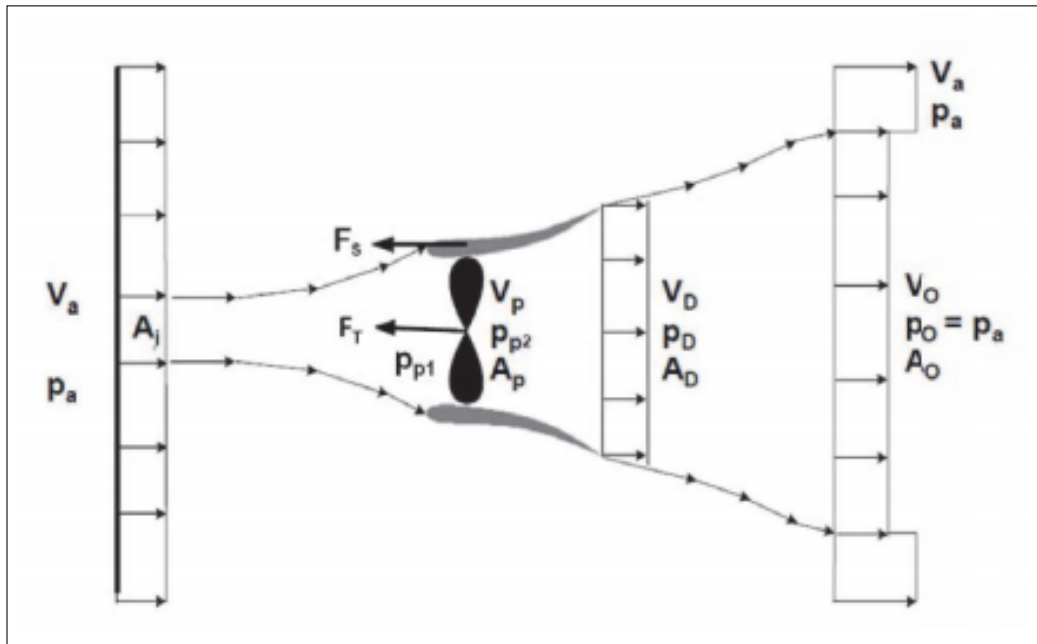


FIGURE I.17 – Volume de contrôle du modèle analytique [50].

proposé par Werle et Presz (2008) pour les deux configurations : carénée et libre sont présentés [51] . Remarquons que :

1. Le coefficient de trainée  $C_s$  n'intervient que dans le cas de présence du carénage ;
2. La puissance maximale dans le cas :  $V_0=1/3 V_a$  ;
3. La différence de pression  $\Delta P=(P_2-P_1)$  est constant dans les deux configurations (libre et carénée) ;
4. L'ajout d'un carénage autour de la turbine implique l'augmentation de la vitesse au niveau du rotor d'un facteur  $(1+C_s)$ , par conséquent le coefficient de puissance maximal est donné par :  $C_{pmax}=16/27 (1+C_s)$ .

## **I.7 Conclusion**

Les énergies marines renouvelables (EMR) apparaissent désormais comme une solution intéressante pour répondre à la demande croissante de l'énergie et pour lutter contre le changement climatique. Parmi les technologies des EMR qui permettent de produire l'électricité à partir de différentes ressources marines, on peut citer : la houle, les courants, les marées, le gradient de température et le gradient de concentration. Chacune de ces filières a un degré de maturité et des perspectives de développement spécifiques à plus ou moins long terme. Les technologies de l'énergie marine renouvelable sont pour la plupart au stade de la recherche et de l'expérimentation. Il existe actuellement beaucoup de projets de démonstration qui sont en cours de déploiement. Les hydroliennes permettent de convertir l'énergie cinétique des courants marins en électricité. Il existe deux grandes familles d'hydroliennes : celles à axe vertical et celles à axe horizontal. Les hydroliennes s'avèrent comme une solution beaucoup plus pérenne que les éoliennes parce qu'elles présentent de nombreux avantages. On peut citer, l'efficacité immédiate parce que l'eau étant 800 fois plus dense que l'air, les hydroliennes sont significativement plus petites que les éoliennes pour la même puissance fournie. Diverses études à l'échelle mondiale ont montrés que l'ajout d'un système de carénage permet de dépasser la limite de Betz ( $16/27$ ) d'un facteur de l'ordre de 2 à 5 par rapport au système libre. Les équations théoriques pour les deux configurations carénée et libre a été brièvement présenté. L'hydrolienne est une technologie qui nécessite encore des études approfondies de conception et d'optimisation afin de d'améliorer les performances hydrodynamique et structurelles en raison de l'environnement marin extrêmement sévère dans lequel elles sont installées. Ainsi, les hydroliennes devraient être conçues de la manière la plus sûre possible et pouvoir résister aux différents chargements. D'où l'objectif des prochains chapitres, à travers lequel on essayera de faire la lumière sur des points cruciaux pour un dimensionnement au plus juste des hydroliennes.



## I.8 Références

- [1] Pelc, R., & Fujita, R. M. (2002). «*Renewable energy from the ocean*». *Marine Policy*, 26(6), 471-479.
- [2] Ahmed, H. B., Multon, B., & Thiaux, Y. (2011). «*Consommation d'énergie, ressources énergétiques et place de l'électricité*». *Techniques de l'ingénieur*.
- [3] Harley, C. D., Randall Hughes, A., Hultgren, K. M., Miner, B. G., Sorte, C. J., Thornber, C. S., ... & Williams, S. L. (2006). «*The impacts of climate change in coastal marine systems*». *Ecology letters*, 9(2), 228-241.
- [4] Magagna, D., & Uihlein, A. (2015). «*Ocean energy development in Europe : Current status and future perspectives*». *International Journal of Marine Energy*, 11, 84-104.
- [5] Chen, F., Duic, N., Alves, L. M., & da Graça Carvalho, M. (2007). «*Renewislands—Renewable energy solutions for islands*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 11(8), 1888-1902.
- [6] Rourke, F. O., Boyle, F., & Reynolds, A. (2010). «*Tidal energy update 2009*». *Applied Energy*, 87(2), 398-409.
- [7] Bryden, I. G., & Couch, S. J. (2006). «*ME1—marine energy extraction : tidal resource analysis*». *Renewable Energy*, 31(2), 133-139.
- [8] Antonio, F. D. O. (2010). «*Wave energy utilization : A review of the technologies*». *Renewable and sustainable energy reviews*, 14(3), 899-918.
- [9] Thorpe, T. W. (2000, October). «*The wave energy programme in the UK and the European wave energy network*». In *Proc. 4th Wave Energy Conf* (pp. 19-27).
- [10] Couch, S. J., & Bryden, I. G. (2004, July). «*The impact of energy extraction on tidal flow development*». In *3rd IMarEST international conference on marine renewable energy* (Vol. 3, p. 128).
- [11] Tavner, P. (2012). «*Offshore wind turbines : reliability, availability and maintenance*». *The Institution of Engineering and Technology*.
- [12] Bafoif, F. (2016). «*L'énergie éolienne en Europe*». *Presses de Sciences Po*.
- [13] Anaya-Lara, O. (2018). «*Energy Conversion Systems for Offshore Wind Turbines*». *Offshore Wind Energy Technology*, 13.
- [14] Loeb, S., Van Hessen, F., Levi, J., & Ventura, M. (1976). «*The osmotic power plant*». In *11th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference* (pp. 51-57).
- [15] Siria, A., Poncharal, P., Biance, A. L., Fulcrand, R., Blase, X., Purcell, S. T., & Bocquet, L. (2013). «*Giant osmotic energy conversion measured in a single transmembrane boron nitride nanotube*». *Nature*, 494(7438), 455.
- [16] Avery WH, Wu C. «*Renewable energy from the ocean : a guide to OTEC*». *New York : Oxford University Press*, 1994.
- [17] Morin, D., & Couedic, L. (2013). «*Évaluer le potentiel d'exploitation d'énergies marines renouvelables en Colombie-Britannique : Stratégie d'utilisation durable*».
- [18] Owen, A. (2008). «*Tidal current energy : origins and challenges*». In *Future energy* (pp. 111-128). *Elsevier*.

- [19] Sigaut, F. (1986). «*Moulins, industrie et société*». Culture technique.
- [20] de la Mer, M., & plein de Kerpalud, T. «*Acceptabilité d'un projet d'implantation d'hydroliennes expérimentales dans un cantonnement de pêche par les patrons-pêcheurs du quartier maritime de Lannion-Paimpol (Côtes d'Armor)*».
- [21] Sustainable development <https://sustainabledevelopment.un.org/content/documents/13416IRENA>
- [22] Khan, N., Kalair, A., Abas, N., & Haider, A. (2017). «*Review of ocean tidal, wave and thermal energy technologies*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 72, 590-604.
- [23] Lawrence, J., Sedgwick, J., Jeffrey, H., & Bryden, I. (2013). «*An overview of the UK marine energy sector*». *Proceedings of the IEEE*, 101(4), 876-890.
- [24] UnderwaterElectricKite. <http://www.uekus.com/index.html> ; 2011.
- [25] MarineCurrentTurbine. <http://www.marineturbines.com/> ; 2011.
- [26] technologyreview.com. <http://www.technologyreview.com/Energy/21142/> ; 2011.
- [27] OpenHydro. <http://www.openhydro.com/home.html> ; 2011.
- [28] <http://vimeo.com/7932578>.
- [29] Washington Univerisity. <http://depts.washington.edu/nnmrec/>.
- [30] FAU. U.S. Department of Energy Designates FAU's Center for Ocean Energy Technology as a New National Marine Renewable Energy Center.
- [31] S. Kiho MS, K. Suzuki.«*The power generation from tidal currents by Darrieus turbine*». *Renueable Energy*, 9 (1-4) (1996), pp. 1242-1245.
- [32] H.W.M. Liu, S. Li, W. Gu, H.G. Lin, Y.G. Sun, X. J.«*A review on the development of tidal current energy in China*». *Renew Sustain Energy Rev*, 15 (2) (2011), pp. 1141-1146.
- [33] Atlantis Resources Corporation. «*Atlantis resources corporation connects 1MW tidal turbine to the national grid*»; 2011.
- [34] HydoWorld COM. «*Hydrovolts to develop hydrokinetic turbine for use in India*»; 2010.
- [35] Sleiti, A. K. (2017). «*Tidal power technology review with potential applications in Gulf Stream*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 69, 435-441.
- [36] Benelghali S, Benbouzid MEH, Charpentier JF. «*Marine tidal current electric power generation technology : State of the art and current status*», *Proceedings IEEE International Electr. Mach. Drives Conference, Antalya, Turkey* ; 1407-1412 ; 2007.
- [37] K.W. Ng, W.H. Lam, K.C. Ng. 2002-2012 : «*10 years of research progress in horizontal-axis marine current turbines*». *Energies*, 6 (2013), pp. 1497.
- [38] W.M.J. Batten, A.S. Bahaj, A.F. Molland, J.R. Chaplin. «*The prediction of the hydrodynamic performance of marine current turbines*». *Renew Energy*, 33 (2008), pp. 1085.
- [39] N. Rahman, S. Badshah, A. Rafai, M. Badshah .«*Literature review of Ocean Current turbin*». *Int J Sci Eng Res*, 5 (11) (2014), pp. 177-181.

- [40] A. Roberts, B. Thomas, P. Sewell, Z. Khan, S. Balmain, J. Gillman. «*Current tidal power technologies and their suitability for applications in coastal and marine areas*». *J Ocean Eng Mar Energy*, 2 (2) (2016), pp. 227-245.
- [41] Zhou Z, Sculler F, Charpentier JF, Benbouzid MEH, Tang T. «*An up-to-date review of large marine current turbine technologies*», Proceedings IEEE Electronics and Application Conference and Exposition, Shanghai, China ; 2014. p. 480–484.
- [42] Burton, T., Sharpe, D., & Jenkins, N. (2001). «*Handbook of wind energy*». John Wiley & Sons.
- [43] Menchaca Roa, A. (2011). «*Analyse numérique des hydroliennes à axe vertical munies d'un carénage*», Doctoral dissertation, Grenoble.
- [44] Bergey, K. H. (1979). «*The Lanchester-Betz limit (energy conversion efficiency factor for windmills)*». *Journal of Energy*, 3(6), 382-384.
- [45] Laurens, J. M. (2002). «*Comportement hydrodynamique d'un gouvernail travaillant dans le sillage d'une hélice*», Doctoral dissertation, Brest.
- [46] Van Bussel, G. J. (2007). «*The science of making more torque from wind : Diffuser experiments and theory revisited*». In *Journal of Physics : Conference Series* (Vol. 75, No. 1, p. 012010). IOP Publishing.
- [47] Khan, M. J., Bhuyan, G., Iqbal, M. T., & Quaicoe, J. E. (2009). «*Hydrokinetic energy conversion systems and assessment of horizontal and vertical axis turbines for river and tidal applications : A technology status review*». *Applied energy*, 86(10), 1823-1835.
- [48] Goundar, J. N., & Ahmed, M. R. (2013). «*Design of a horizontal axis tidal current turbine*». *Applied energy*, 111, 161-174.
- [49] Lilley, G. M., & Rainbird, W. J. (1956). «*A preliminary report on the design and performance of ducted windmills*». College of Aeronautics Cranfield.
- [50] K. M. Foreman, B. Gilbert, and R. A. Oman, «*Diffuser augmentation of wind turbines*», *Solar Energ*, vol. 20, pp. 305–311, 1978. 3, 29, 32.
- [51] M. J. Werle and W. M. Presz, «*Ducted Wind/Water Turbines and Propellers Revisited*». *Journal of Propulsion and Power*, vol. 24, pp. 1146-1150, 2008.

# Chapitre II

## Potentiel des énergies marines renouvelables au Maroc

### Sommaire

---

<b>II.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>71</b>
<b>II.2</b>	<b>Localisation géographique du Maroc</b>	<b>72</b>
<b>II.3</b>	<b>Transition énergétique au Maroc</b>	<b>73</b>
II.3.1	Potentiel des énergies renouvelables	74
II.3.1.1	Énergie solaire	74
II.3.1.2	Énergie éolienne	75
II.3.1.3	Énergie hydroélectrique	76
II.3.2	Projets autorisés en vertu de la loi 13-09 sur les énergies renouvelables	77
II.3.3	Potentiel des énergies marines renouvelables	78
II.3.3.1	Énergie des vagues	79
II.3.3.2	Énergie éolien offshore	80
II.3.3.3	Énergie des gradients de salinité	81
II.3.3.4	Énergie de gradient de température	81
II.3.3.5	Énergie hydrolienne	82
<b>II.4</b>	<b>Estimation du potentiel de l'énergie des courants marins au Maroc</b>	<b>83</b>
<b>II.5</b>	<b>Conclusion</b>	<b>83</b>
<b>II.6</b>	<b>Références</b>	<b>84</b>

---

## **II.1 Introduction**

Le problème de l'énergie se pose comme une question fondamentale qui doit être abordée dans le cadre d'une vision prospective des pays en voie de développement comme le Maroc, en raison des défis majeurs et prometteurs que représente le secteur énergétique [1,2]. En effet, nous traversons aujourd'hui une crise à l'échelle planétaire provoquée par le profond déséquilibre entre la sphère financière et l'économie réelle, en plus des évolutions rapides qui ont marqué les marchés de l'énergie, en l'occurrence de la volatilité et les fluctuations erratiques des prix. Ce sont tous des facteurs qui montrent clairement la nécessité de modifier profondément les modes actuels de production et de consommation d'énergie pour les rendre viables et utiles au bien-être et à la prospérité de l'ensemble de l'humanité. Le défi qui se pose d'urgence au monde d'aujourd'hui n'est pas tant le manque de ressources énergétiques que de mobiliser les investissements nécessaires en la matière. Il est donc nécessaire de mettre en place l'infrastructure énergétique nécessaire et de développer des technologies alternatives. En partant d'une vision à long terme, où sont intégrées les tendances et les mutations de la situation énergétique mondiale qui se dessinent dans les prochaines décennies, il est nécessaire de placer la sécurité d'approvisionnement, la disponibilité de l'énergie ainsi que la préservation de l'environnement parmi les priorités des préoccupations futures [3]. Il serait donc nécessaire de suivre une politique combinant, d'une part, la rationnelle gestion des produits énergétiques et, en outre, le choix d'une stratégie efficace de réduction de la consommation d'énergie, sans préjudice de la productivité. Il est également nécessaire d'assurer, dans le cadre de cette approche, la protection et la diversification des sources d'énergie. Le Maroc n'a d'autre choix que de renforcer localement sa capacité de production d'énergie et d'ouvrir la voie à des investissements prometteurs dans l'approvisionnement énergétique. Il doit également poursuivre résolument les efforts visant à intégrer les énergies renouvelables dans la politique énergétique nationale [4,5].

C'est pourquoi le Maroc doit se préparer et s'adapter continuellement aux différents changements à venir pour pouvoir assurer son développement économique et social en répondant de manière durable à ses besoins énergétiques croissants, figure II.1 [6]. Il est donc important de diversifier les sources d'énergie et de mettre l'accent sur les ressources renouvelables. Cela devrait se faire dans le cadre de l'adoption de l'efficacité énergétique qui constitue aujourd'hui avec les énergies renouvelables une nouvelle révolution dans le domaine de l'énergie [7,8].

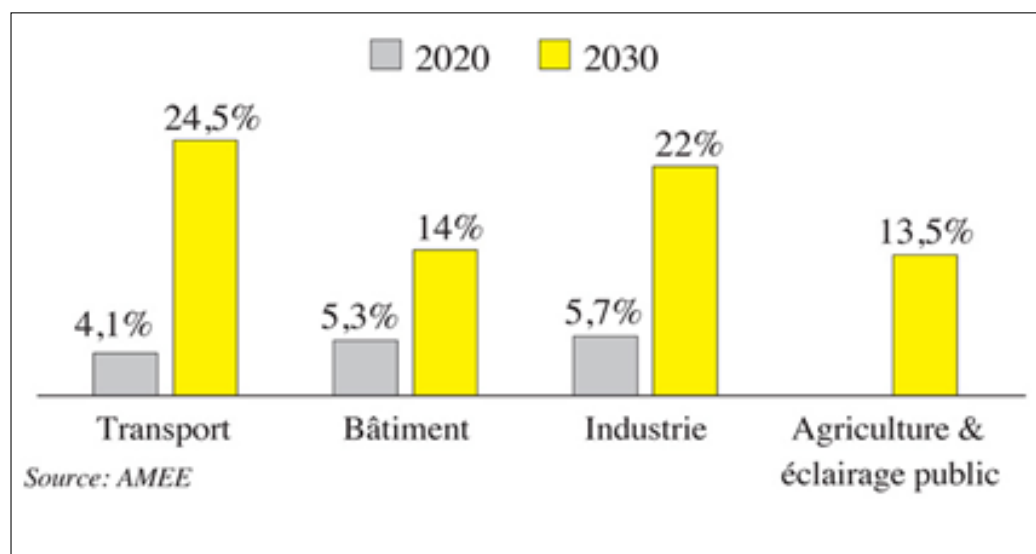


FIGURE II.1 – Besoins énergétiques croissant au Maroc [9] .

## II.2 Localisation géographique du Maroc

Le Maroc est situé dans la région du Maghreb, en Afrique du Nord, et sa position géographique est très avantageuse car il se trouve au croisement de deux continents : l'Europe et l'Afrique, figure II.2, située au nord-ouest de l'Afrique, avec une façade ouest sur l'océan atlantique et une façade nord sur la Mer Méditerranée. Avec une population de plus de 33,8 millions et une superficie de 720 000  $km^2$ . Sa position stratégique est très importante pour consolider le rôle régional clé qui incombe au Maroc dans le domaine de l'énergie en donnant à ce secteur les moyens nécessaires pour lui permettre de relever les défis auxquels il est confronté afin de faciliter son intégration sur le marché euro-méditerranéen de l'énergie. Développer un acteur fondamental dans le cadre de la coopération énergétique, notamment par le renforcement des interconnexions électriques avec les pays voisins et la mise en place d'infrastructures majeures nécessaires à la réalisation de l'intégration régionale [9] . Le statut avancé dont jouit actuellement le Maroc auprès de l'Union européenne offre de nouvelles perspectives de coopération dans ce secteur [10] . Le Sahara représente 36,57% de la surface totale du Maroc. Dans ces régions, le potentiel solaire est important et la densité de la population est moyenne. L'utilisation de sources d'énergies classiques nécessite des coûts élevés. Le taux d'électrification rurale a augmenté régulièrement pour atteindre 97,4% à la fin de 2011 [11] . Le tarif de consommation de l'électricité varie entre 0,9010 MAD / kWh pour un maximum de 100 kWh et 1542 MAD / kWh pour un maximum de 500 kWh. Dans les zones rurales, les générateurs diesel sont utilisés dans la plupart des cas pour la production d'électricité,

bien que ces appareils aient des effets néfastes sur l'environnement [12] . Le Maroc a un climat méditerranéen généralement chaud et sec dans la majeure partie de l'année. Sa localisation géographique présente plusieurs avantages pour le développement des énergies renouvelables (solaire, éolien, hydro ...), notamment parce que ses conditions climatiques sont largement favorables [13] .

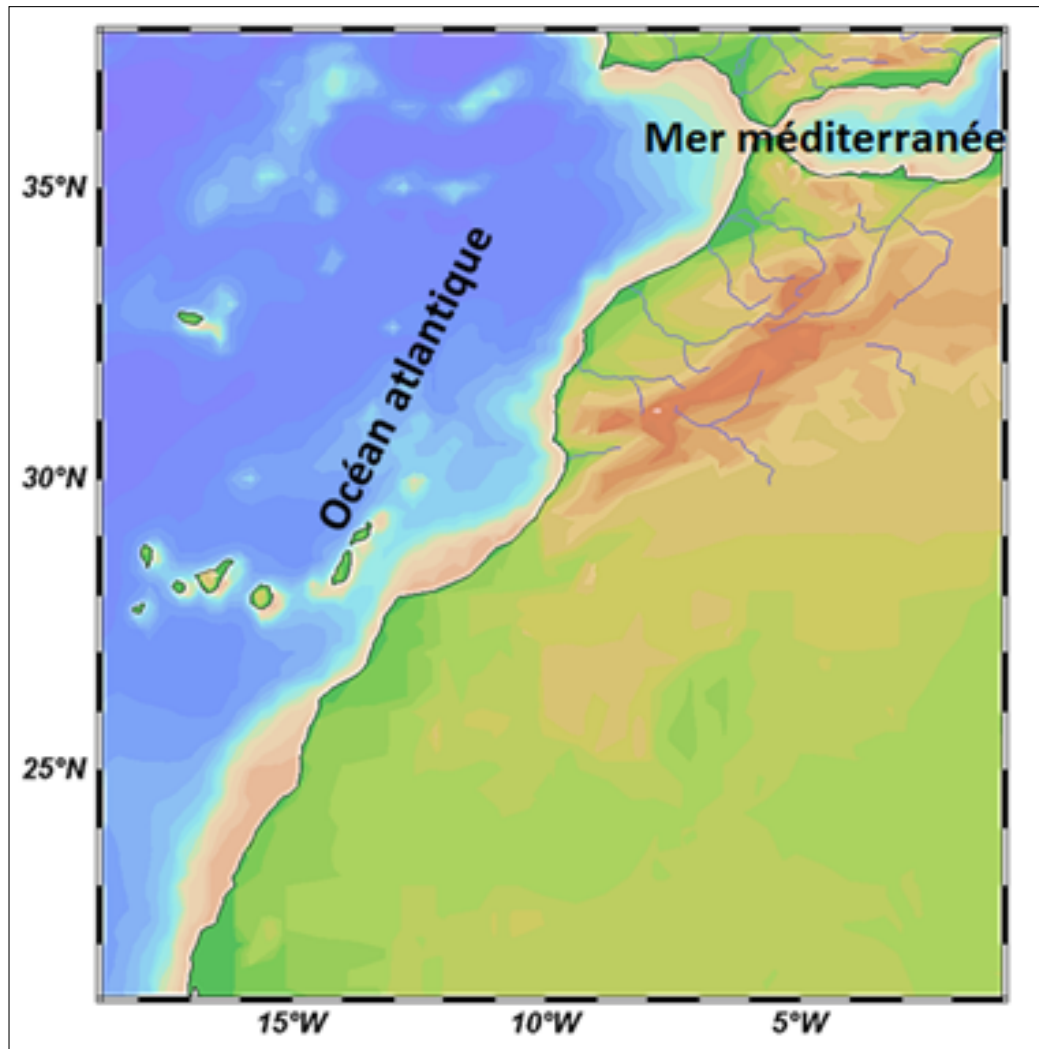


FIGURE II.2 – Localisation géographique au Maroc.

### II.3 Transition énergétique au Maroc

le premier défi pour le Maroc c'est l'augmentation de la demande énergétique, qui est lié au développement : plus de 5% d'augmentation de la consommation d'énergie primaire en 2011, plus de 8% de la consommation d'électricité, et d'ici 2020, on s'attend à ce que la consommation énergétique du Maroc double, donc il y'a des

besoins d'investissements assez importants, ce qui implique des politiques stables, permettant d'encourager les investissements. La transition énergétique adoptée par le Maroc concilie développement économique et lutte contre le changement climatique, le Maroc aura à développer certainement, entre 2016 et 2030, une capacité additionnelle de production d'électricité de sources renouvelables d'environ 10.100 MW dont 4.560 MW solaire, 4.200 MW éolienne, et 1.330 MW hydro-électrique. Le Maroc a tous les atouts pour réussir la transition énergétique [14] :

- Un large potentiel pour l'efficacité énergétique.
- Des ressources considérables en énergies renouvelables.
- L'intégration régionale reste à développer.

### **II.3.1 Potentiel des énergies renouvelables**

Le développement des énergies renouvelables est une composante majeure de la nouvelle stratégie énergétique du Maroc visant à sécuriser l'approvisionnement, à garantir la disponibilité et à réduire la dépendance énergétique du pays [14-18]. Le Maroc dispose d'un potentiel important en énergies renouvelables [19], dont l'exploitation couvrira une part substantielle des besoins énergétiques croissants et assurera la préservation de l'environnement en remplaçant les combustibles fossiles par un large éventail d'utilisations de sources propres [20]. La contribution des énergies renouvelables au bouquet énergétique sera progressive en fonction de la maturité des technologies et de la compétitivité de leurs coûts de production [21]. En termes de base installée existante, le royaume est un leader régional, avec 32% de sa capacité établie obtenue grâce aux énergies renouvelables, principalement à l'hydroélectricité [22]. La promotion des énergies renouvelables est l'une des principales priorités pour renforcer la sécurité énergétique, le développement durable et la création d'emplois. Les différents projets des énergies renouvelables existant au Maroc sont énumérés comme suit :

#### **II.3.1.1 Énergie solaire**

L'énergie solaire est l'une des principales sources d'énergie renouvelable au Maroc car elle possède un gisement important et considérable avec plus de 3 000 h/an d'ensoleillement et une irradiation de 5 kWh / m<sup>2</sup>/jour [23-24]. La capacité installée des centrales solaires était nulle, jusqu'à l'ouverture du premier complexe solaire intégré de Ouarzazate "NOOR" d'une puissance totale de 500 MW réalisé en 2 étapes : le premier de 160 MW en 2015 et le second de 340 MW en 2017, il a une capacité totale de 580 MW en 2018 dans le cadre du programme marocain intégré d'énergie solaire



- 2000 MW pour une superficie de 3000 hectares, figure II.3 [25] . Cela devrait permettre de réduire de 240000 tonnes des émissions équivalentes de CO<sub>2</sub> par an. Cette première phase utilisera la technologie solaire thermique (CSP) avec des capteurs Cylindro-Paraboliques sur une surface d'environ 450 hectares avec une capacité de stockage thermique attendue de 3 heures à pleine puissance [26] . Sur la base de cette expérience, l'ONEE a lancé en bout de ligne un plan de développement de centrales solaires photovoltaïques de taille moyenne (20 à 30 MW), qui vise à installer des panneaux solaires dans différentes régions du royaume tout en renforçant la sécurité énergétique [27] .

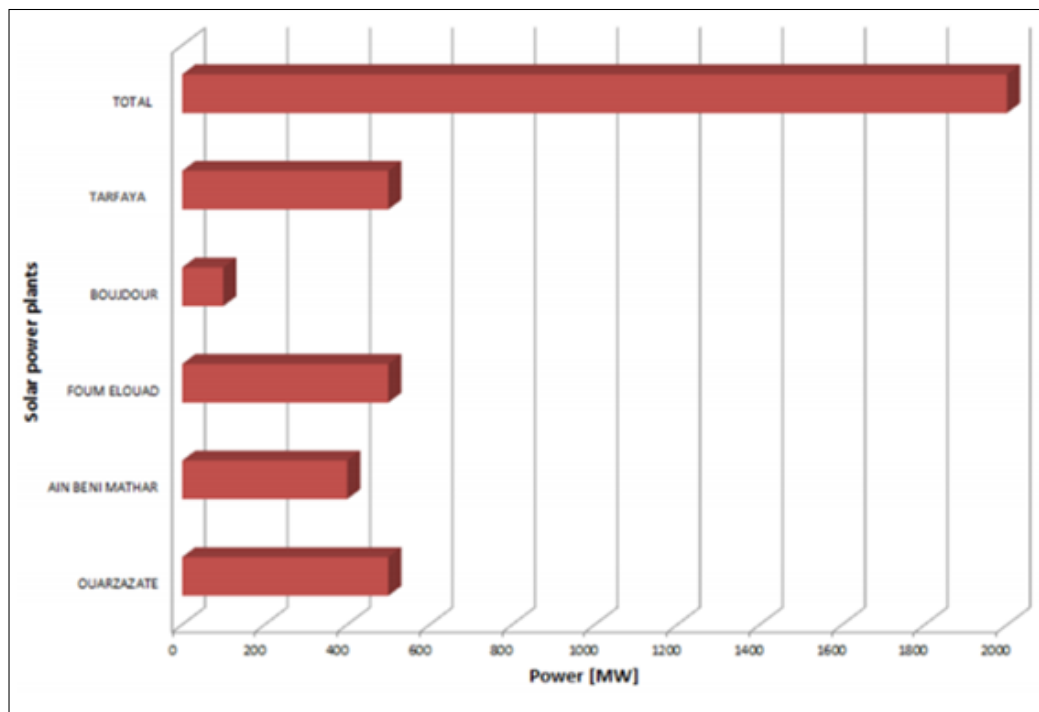


FIGURE II.3 – Projets énergie solaire.

### II.3.1.2 Énergie éolienne

En ce qui concerne l'énergie éolienne, le Maroc dispose d'un gisement très important, notamment dans les côtes dont la vitesse du vent dépasse 6,5 m/s et peut atteindre 10 m/s [28] . Le potentiel technique dépasse certainement 10 GW de capacité installée [29] . Cependant, ce potentiel est principalement défini par la capacité à être injecter au réseau électrique à l'avenir, c'est-à-dire d'ici 2020. Dans le cadre de l'objectif fixé par le Maroc d'augmenter sa capacité installée basée sur les énergies renouvelables à 42% d'ici 2020 [30] , le programme marocain intégré pour l'énergie

éolienne a été lancé en juin 2010 à Tanger. Il comprend la production d'électricité verte, à travers la réalisation de plusieurs parcs éoliens afin d'atteindre une puissance installée de 2000 MW, figure II.4 [31]. Ce programme dédié à l'énergie éolienne sera mis en œuvre dans le cadre de partenariats public-privé, dans le cadre desquels l'ONEE collabore avec un ou plusieurs partenaires stratégiques du secteur de l'énergie d'une façon générale et de l'énergie éolienne en particulier. Outre les avantages associés en termes de renforcement de la base de production, de réduction de la dépendance énergétique et de préservation de l'environnement, le programme comprend également des éléments liés à l'intégration industrielle, à la formation, à la recherche et au développement. La figure présente les projets qui seront mis en service entre 2017 et 2020 [31].

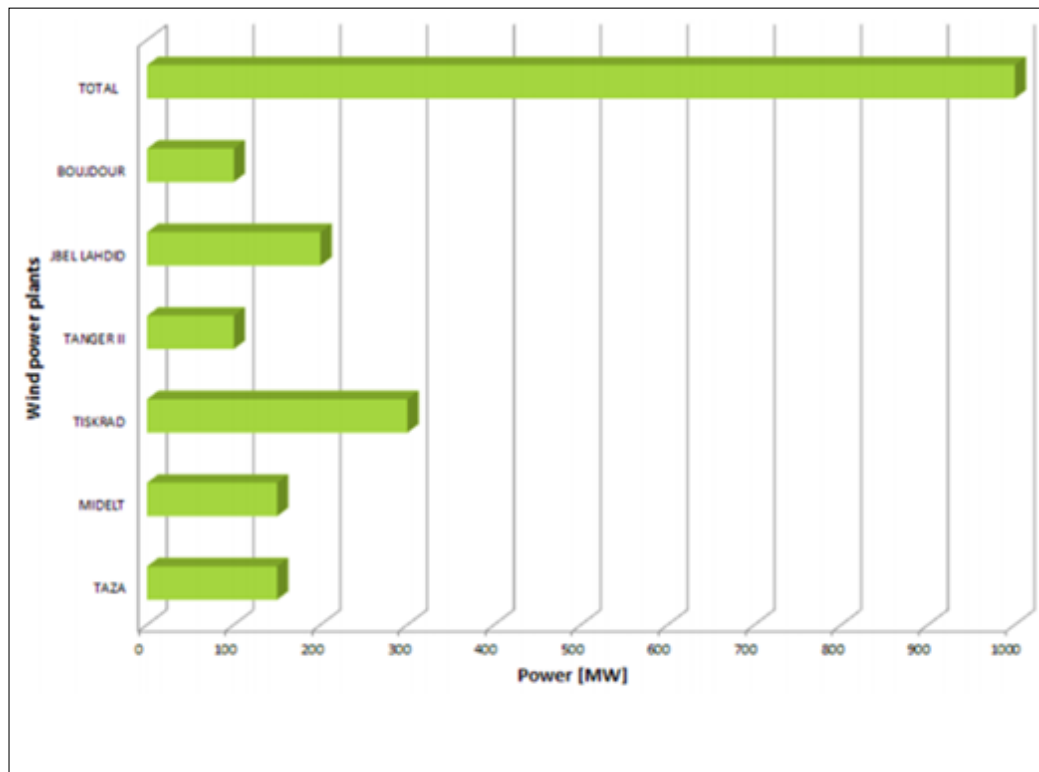


FIGURE II.4 – Projets énergie éolienne.

### II.3.1.3 Énergie hydroélectrique

Le Maroc compte 128 barrages et construit 12 grands barrages. La capacité de stockage actuelle est de 17 milliards de  $m^3$ . D'ici 2030, il est prévu de construire 50 nouveaux barrages. La sécurisation des ressources en eau reste une priorité pour le Maroc. L'objectif principal des barrages est d'irriguer plus d'un million d'hectares et

répondre à tous les besoins en eau potable [32]. Le nombre de barrages utilisés pour la production d'électricité ne représente qu'une petite partie de l'approvisionnement en eau national. Les centrales hydroélectriques au Maroc ont une puissance installée totale de 1770 MW, figure II.5 [33]. Les développements dans le Royaume sont ceux installés dans les barrages Al Wahda à Ouazzane et Allal Alfassi dans la région de Sefrou, d'une puissance installée de 240 MW chacun. L'ONEE envisage la construction d'une station de transfert d'énergie de pompage (STEP) de 350 MW sur le site d'Abdelmoumen, dans la région d'Agadir, d'une capacité hydraulique installée à 2120 MW en 2020, atteignant ainsi l'objectif de 2000 MW. Sa mise en service est prévue en 2019. D'autre part, le Maroc dispose d'un potentiel important en centrales micro-hydrauliques situées principalement dans les bassins d'Oum-Errabia, Sebou et Moulouya, d'une puissance variant entre 100 kW et 1 500 kW. L'achèvement d'une étude d'inventaire a révélé 125 sites d'une capacité totale de 300 MW, dont 70% sont situés dans le bassin d'Oum-Errabia [34].

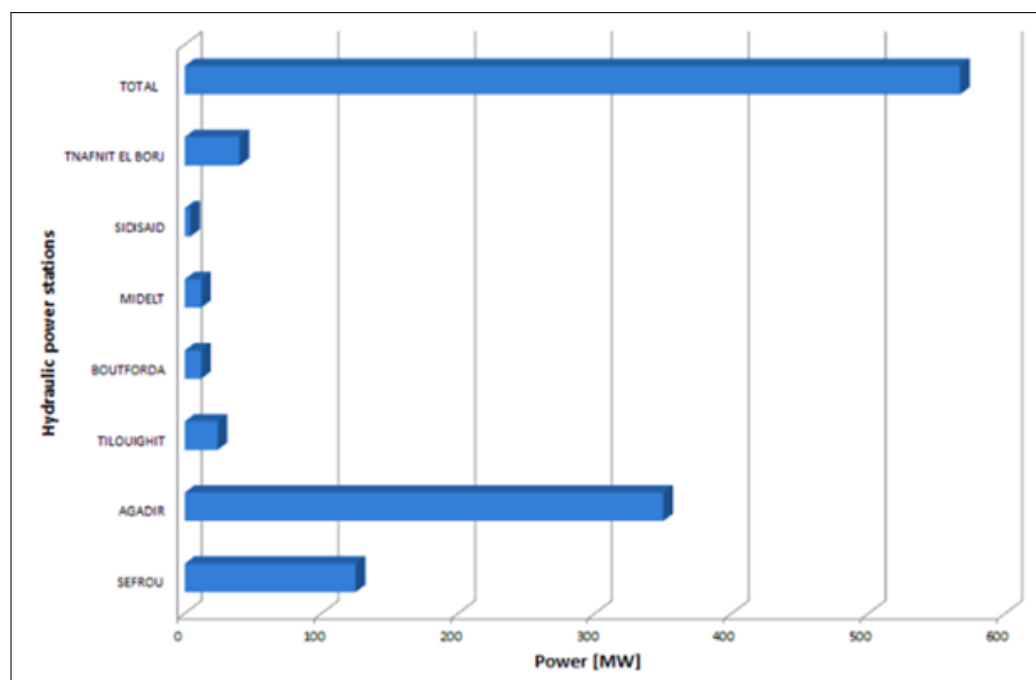


FIGURE II.5 – Projets énergie hydraulique.

### II.3.2 Projets autorisés en vertu de la loi 13-09 sur les énergies renouvelables

Parmi les projets qui seront réalisés dans le cadre de la libéralisation du secteur des énergies renouvelables figurent des entreprises tels que : SGTm, Platinum po-

wer et Energie J2 Terre pour l'hydraulique et Énergie éolienne au Maroc et UPC Renewable et Innovent Morocco pour l'éolien, figures II.6 et II.7.

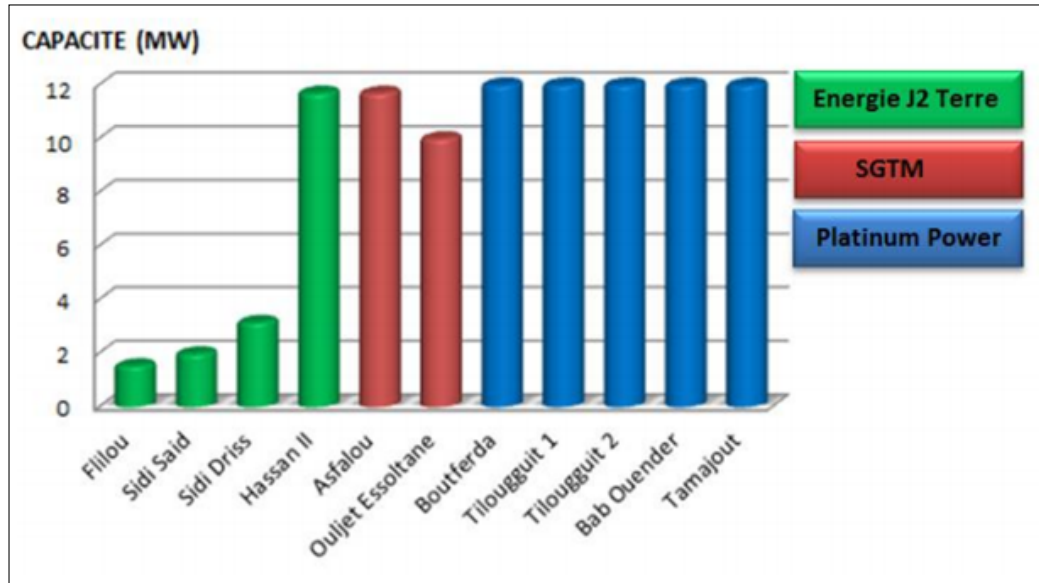


FIGURE II.6 – Loi 13-09 sur les stations hydrauliques 13-09 (2014-2017).

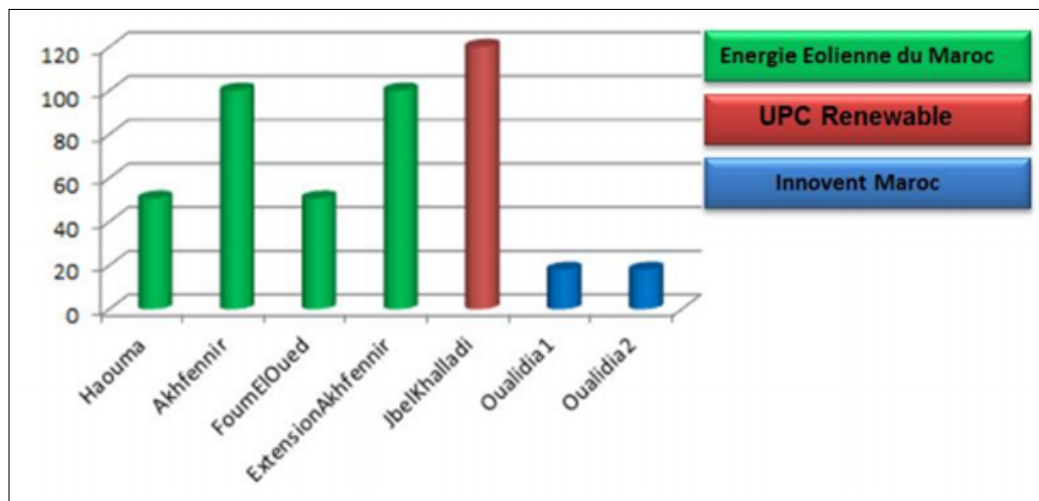


FIGURE II.7 – Loi 13-09 sur les parcs éoliens (2014-2017).

### II.3.3 Potentiel des énergies marines renouvelables

Le secteur des énergies marines présente des défis économiques importants pour les zones littorales du Royaume. Il constitue une source d'énergie inépuisable pour garantir le développement durable du pays et libérer le vice de la facture pétrolière.

Les énergies marines renouvelables (EMR) ont l'avantage de fournir une production flexible qui peut être utilisée dans les pays au cours de développement. En effet, les centrales des énergies marines bénéficient d'écoulements permanents tout au long de l'année. Leurs effets environnementaux sont objectivement limités par rapport à celles d'autres modes de production d'énergie [35,36]. Alors que le Maroc a des atouts pour réussir dans ces domaines où la position géographique lui a offert une ressource naturelle sans limites, il est totalement absent au niveau industriel et scientifique. D'autre part, le Maroc contrôle de vastes zones océanographiques avec ses 3500 km de côtes maritimes sur lesquelles il détient des droits souverains jusqu'à 200 milles marins définissant la zone économique exclusive (ZEE) [37]. L'industrie de l'énergie marine est inexistante. Parallèlement, ses partenaires traditionnels maîtrisent déjà à grande échelle les énergies des mers grâce à leurs investissements en recherche et développement, et leur soutien aux secteurs industriels. Les leaders mondiaux des énergies marines incluent les États-Unis, l'Angleterre qui abrite la plus grande réserve d'énergie des courants marins au monde dans l'estuaire de Pentland et dispose de 3300 MW d'éolien offshore, suivis par le Canada, d'un potentiel naturel exceptionnel de 35,7 GW en énergies marines (hors éolien offshore). Les nouveaux entrants ont investi dans ce secteur et ont de fortes ambitions de développer leurs capacités de production, notamment en Chine, au Danemark, en Espagne, au Portugal et en France [38]. Le Maroc fait partie des pays ayant le plus long réseau hydrographique d'Afrique du Nord [39].

### **II.3.3.1 Énergie des vagues**

Aujourd'hui, l'énergie des vagues est devenue l'une des technologies renouvelables les plus prometteuses pour deux raisons principales : (i) sa vaste réserve énergétique, (ii) en plus de sa fiabilité par rapport à la plupart des ressources en énergie renouvelable. En effet, la disponibilité de l'énergie houlomotrice sur un site donné est estimée à 90% du temps, alors que la disponibilité de l'énergie solaire et éolienne est généralement comprise entre 20% et 30%. Il existe plus de 1000 propositions différentes pour les dispositifs brevetés d'énergie houlomotrice [40], et beaucoup ont démontré le potentiel de production d'électricité commercialement viable [41]. Au Maroc, le potentiel le plus important en énergie houlomotrice est situé là où les vents sont les plus forts. Jusqu'à présent, et malgré son potentiel important en énergie éolienne et solaire, seulement 10% de la production énergétique du Maroc provient de sources renouvelables, principalement de l'hydroélectricité et de l'énergie éolienne. D'après Sierra et al. [42] les résultats obtenus de la puissance moyenne des vagues est importante (jusqu'à 30 kW/m avec une énergie annuelle moyenne de vagues allant jusqu'à

262 MWh/m sur la côte atlantique, figure II.8.

Dans certaines études, les ressources en énergie houlomotrice ont été évaluées dans toute la Méditerranée. Ainsi, Liberti et al. [43] ont déduit que le potentiel énergétique sur la côte méditerranéenne du Maroc est estimé entre 2 kW/m et 6 kW/m, tandis que Arena et al. [44] ont considéré une puissance moyenne des vagues pouvant atteindre 6,3 kW/m en un point des côtes marocaine donnant sur la Méditerranée. D'autres travaux de recherche ont été concentrés sur l'Atlantique du Nord-Est, principalement en Europe, notamment au Royaume-Uni, en France, au Portugal et en Espagne [45]. Ces études ont démontré un potentiel d'énergie de houle considérable dans ces régions. De plus, en raison de la force des vents, il a été considéré que la puissance houlomotrice annuelle est supérieure sur les côtes occidentales des continents, y compris le Maroc. Compte tenu des résultats obtenus dans ces domaines, l'énergie des vagues pourrait constituer une bonne alternative pour réduire la dépendance du Maroc aux combustibles fossiles et contribuer à réduire les émissions de gaz à effet de serre. De plus, en plus des avantages énergétiques, les fermes d'énergie peuvent être utilisées pour la protection des marées afin de limiter les processus d'érosion.

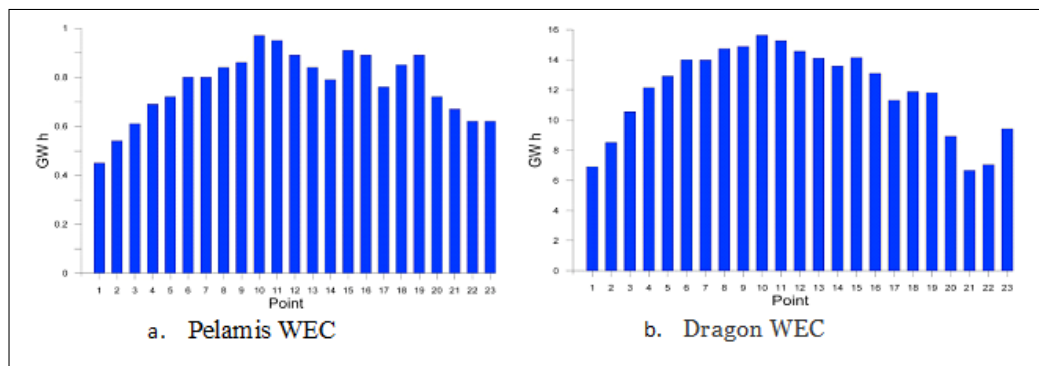


FIGURE II.8 – Potentiel de l'énergie des vagues dans la côte atlantique du Maroc.

### II.3.3.2 Énergie éolien offshore

L'énergie éolienne offshore est l'une des technologies les plus matures et les plus propres disponibles pour produire de l'énergie électrique [46]. Parmi les avantages des éoliennes en mer par rapport aux éoliennes terrestres, le vent est très fort et souffle régulièrement sur les océans. Les vents sur l'océan atteignent des vitesses plus élevées et sont moins turbulents que les vents sur le sol et aucune forme de relief ne bloque l'accès du vent en mer [47]. Le Maroc fait partie des pays les mieux positionnés en termes de vent en mer. Dans le cadre de sa vision stratégique, le Maroc envisage de diversifier son bouquet énergétique. Il est le deuxième pays d'Afrique en

termes d'énergie éolienne, bien qu'il n'utilise que 1% de sa capacité technique. Et avec près de 12 millions de  $km^2$  d'eaux sous sa juridiction, Le Maroc possède des atouts considérables, voire inépuisables, dans le domaine des énergies renouvelables. D'une part, le potentiel éolien est estimé à 25 000 MW, dont près de 6000 MW sont réalisables d'ici 2030 dans des régions côtières identifiées et où la vitesse du vent dépasse 9 m/s à une hauteur de 40 mètres. Pour le potentiel éolien au large des côtes marocaines, les premières estimations le long des 3500 km de côtes sont de l'ordre de 250 GW, soit 10 fois le potentiel éolien national à terre [48].

### **II.3.3.3 Énergie des gradients de salinité**

L'énergie des gradients de salinité (ou énergie osmotique) est définie par l'inégalité de la concentration en sel entre deux fluides, généralement l'eau de mer et l'eau de rivière dans les estuaires ou plus fréquemment à l'embouchure. Ses réserves d'énergie dépendent principalement du volume d'eau de rivière qui se déverse dans les mers. Le Maroc possède plusieurs grands fleuves dont les embouchures se situent dans l'océan Atlantique et la Méditerranée, riches en énergie avec un gradient de salinité. Le Maroc peut tirer profit de ses rivières potentielles, par exemple une étude réalisée dans l'estuaire de Loukkos montre que la salinité et la température déterminent la densité de l'eau et les variations de densité peuvent entraîner un mouvement vertical des masses d'eau. Les différences de salinité des eaux de surface et des eaux de fond peuvent être importantes. L'estuaire de l'Oued Loukkos est situé entre l'embouchure du fleuve et 15 km en amont de l'embouchure, dans trois zones basées sur les caractéristiques du gradient de salinité vertical [49]. Les effets du développement de l'énergie du gradient de salinité sur l'environnement ont été moins étudiés, bien que les incidences sur les activités économiques liées aux océans (telles que le transport par voie d'eau, la pêche et l'ingénierie maritime) et l'environnement écologique dans les zones de l'estuaire soient relativement importantes [50].

### **II.3.3.4 Énergie de gradient de température**

La conversion de l'énergie thermique des océans (OTEC) génère de l'électricité à partir de la différence de température entre les eaux de fond profondes et les eaux de fond plus chaudes ou moins profondes [51]. OTEC est l'un des premiers systèmes étudiés et mis en œuvre (depuis 1880) avec un premier projet français mis en œuvre par (Georges Claude) à Matanzas [52], Cuba en 1930 et un second au large des côtes du Brésil en 1935. La production d'énergie thermique des mers se fait en exploitant la différence de température entre les eaux profondes (situées à environ 1000 mètres de profondeur) équivalant à 20 °C et les eaux de surface

chauffées par rayonnement solaire à 24 °C. Ces conditions prédominent dans les zones intertropicales et en particulier dans le Pacifique. Les centrales à cycle fermé utilisent de l'ammoniac en tant que fluide sensible à la température qui se vaporise à 24 °C et entraîne une turbine électrique. Le fluide est ensuite refroidi par l'eau de mer à partir de la profondeur qui sera réintroduite dans le circuit. Une partie de l'énergie produite est utilisée pour le pompage. L'évaluation environnementale est apparemment positive, car le pompage d'eau froide contribue à la stimulation de l'activité biologique en reproduisant un mouvement de remontée naturel qui soulève des eaux profondes localement riches en éléments nutritifs. Le principe est encore utilisé aux États-Unis, en Inde et au Japon (par l'Université Saga), les pays les plus avancés en matière de recherche sur le sujet. Au Maroc, les valeurs les plus élevées de température près de la surface ont été généralement observées dans la région de Oued Sebou et à Oued Bouregreg, sur la côte atlantique du Maroc à 115 km et 147 km au sud respectivement de Loukkos qui se connecte à l'océan Atlantique à Larache.

### **II.3.3.5 Énergie hydrolienne**

Le Maroc a deux façades maritimes d'une longueur totale équivalente à 3500 km [53] avec des courants marins stables et prévisibles . Toutes ces ressources font du Maroc un pays avec plusieurs sites permettant le développement de l'énergie hydrolienne. Ces sources d'énergie naturelles offrent de très bonnes opportunités pour innover et améliorer les performances des modèles actuels de 20% à 30%. Le développement d'un secteur hydrocinétique viendra compléter et diversifier les énergies renouvelables du Royaume. Compte tenu de la grande richesse de l'énergie marine sur la côte marocaine qui s'étend sur plus de 3500 km, le Maroc s'emploie maintenant à évaluer les ressources marines, dans le but de lancer un nouveau secteur de l'énergie hydrocinétique. Pour caractériser le potentiel de l'énergie marine, il faudrait pour cela disposer d'équipements de mesure et de prospection, ainsi que pour acquérir les capacités nécessaires à la maîtrise et à la valorisation de cette technologie, il est nécessaire de mener à bien la réalisation d'un projet de démonstration d'une turbine hydrocinétique. Le projet choisi par les principaux acteurs et partenaires impliqués dans le projet (ADEREE et ONEE) se compose de deux phases principales : (i) l'identification du potentiel d'énergie marémotrice des sites choisis et (ii) la mise en place d'une usine pilote pour tester et développer la technologie des courants marins. Des études ont montré un grand intérêt pour l'installation d'un générateur de courant de marée dans le détroit de Gibraltar. Compte tenu des grands avantages de cette zone caractérisée par des courants exceptionnellement cohérents



et solides, le potentiel de production d'électricité est considérable. À l'heure actuelle, malgré les avantages de la zone de Gibraltar, qui en fait une distinction naturelle en matière d'énergie, ce projet est assez hypothétique et aucune planification n'a été entreprise. Toutefois, à l'avenir, la production de marée dans le détroit de Gibraltar pourrait être un atout important pour les efforts marocains en matière d'énergies renouvelables [54].

## **II.4 Estimation du potentiel de l'énergie des courants marins au Maroc**

Cette section a fait l'objet d'un article accepté et publié dans le volume 11, issue 5, page 1065 de la revue « Energies ». La version acceptée de l'article est présentée à la fin de ce chapitre.

## **II.5 Conclusion**

Des énergies fossiles aux énergies marines, une nouvelle frontière de développement pour la transition énergétique au Maroc. En effet, le Maroc dispose d'un important gisement marin pouvant l'aider à produire de l'énergie propre pour répondre à la demande croissante en énergie tout en réduisant sa dépendance aux énergies fossiles combustibles. Les énergies marines renouvelables apparaissent donc comme une formidable opportunité et un véritable choix écologique, énergétique et industriel, donnant naissance à un nouveau secteur industriel au croisement des chemins de la croissance bleue et verte et de la création d'emplois durables. Les systèmes immergés tels que l'énergie des courants marins combinent plusieurs avantages par rapport aux autres énergies, ils présentent des avantages pour les habitants proches des zones côtières, car ils ne présentent aucune nuisance sonore, contrairement aux éoliennes terrestres. Les turbines des courants marins ont le net avantage d'être hautement prévisibles à long terme, car la marée actuelle dépend des effets combinés des forces gravitationnelles dues à la Lune, au Soleil et à la rotation de la terre dont les trajectoires sont connues. La régularité des marées et le potentiel énergétique important et prévisible contribuent à rendre attrayante le développement de l'énergie hydrolienne. Dans la suite de l'étude, on utilisera la méthode de l'élément de pale couplée au bilan de quantité de mouvement pour concevoir un nouvel hydrofoil pour une hydrolienne. Le code CFD sera ensuite utilisé pour prédire les performances hydrodynamiques.

## II.6 Références

- [1] Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A., & Saifaoui, D. (2016, November). «*Numerical investigation of damage progressive in composite tidal turbine for renewable marine energy*». In Renewable and Sustainable Energy Conference (IR-SEC), 2016 International (pp. 559-563). IEEE.
- [2] Aroussy, Y., Nachtane, M., Saifaoui, D., Tarfaoui, M., Farah, Y., & Abid, M. (2016). «*Using renewable energy for seawater desalination and electricity production in the site ocp Morocco*». Journal of Science and Arts, 16(4), 395.
- [3] Kousksou, T., Allouhi, A., Belattar, M., Jamil, A., El Rhafiki, T., & Zeraoui, Y. (2015). «*Morocco's strategy for energy security and low-carbon growth*». Energy, 84, 98-105.
- [4] El Hour, S., Aouane, M., & Chaouch, A. (2016). «*The COP 22 in Marrakech, Morocco and Climate Change : The Challenge of Environmental Protection*». Environmental Science : An Indian Journal, 12(10).
- [5] BP Group. (2014). «*BP statistical review of world energy June 2014*». BP World Energy Review.
- [6] Ellabban, O., Abu-Rub, H., & Blaabjerg, F. (2014). «*Renewable energy resources : Current status, future prospects and their enabling technology*». Renewable and Sustainable Energy Reviews, 39, 748-764.
- [7] Tarfaoui, m. «*Des énergies fossiles aux énergies marines renouvelables, une nouvelle frontière de développement durable pour la transition énergétique en Afrique : cas du Maroc*». Énergie durable en Afrique et initiatives, 71.
- [8] Tarfaoui, M., Nachtane, M., Khadimallah, H., & Saifaoui, D. (2018). «*Simulation of mechanical behavior and damage of a large composite wind turbine blade under critical loads*». Applied Composite Materials, 25(2), 237-254.
- [9] Mourad, N., Mostapha, T., & Dennoun, S. (2018). «*Promotion of renewable marines energies in Morocco : Perspectives and strategies*». World Acad. Sci. Eng. Technol. Int. J. Energy Power Eng, 12.
- [10] National Agency for the Development of Renewable Energy and Energy Efficiency ADEREE, «*"Trends of the energy efficiency to Morocco"*», October 2013.
- [11] International Energy Agency, «*"Morocco 2014", Energy Policies Beyond IEA countries*», 2014.
- [12] M.T.Mouline, "Energy Security of Morocco : current situation and Prospects", The Royal Institute for Strategic Studies (IRES), March, 2012.
- [13] Amegroud, T. (2015). «*Morocco's Power Sector Transition : Achievements and Potential*». Istituto affari internazionali.
- [14] Ministry of Energy , Mines , Water and Environment, «*" Analysis of the energy indicators"*», April 2012.
- [15] Karakosta, C., Marinakis, V., & Psarras, J. (2013). «*RES cooperation opportunities between EU and MENA countries : The case of Morocco*». Energy Strategy Reviews, 2(1), 92-99.
- [16] Griffiths, S., & Weijermars, R. (2013). «*Introduction to Energy Strategy Reviews theme issue "Strategy options and models for the Middle East and North Africa (MENA) energy transition"*». Energy Strategy Reviews, 1(2), 1-4.

- [17] National office of the Electricity and water, «*The electricity market in Morocco 2013*»«, 2013.
- [18] Ministry of Energy , Mines , Water and Environment , «*Opportunities of investment in the sector of the energy*»«, Mars 2013.
- [19] Alhamwi, A., Kleinhans, D., Weitemeyer, S., & Vogt, T. (2015). «*Moroccan National Energy Strategy reviewed from a meteorological perspective*». *Energy Strategy Reviews*, 6, 39-47.
- [20] Kousksou, T., Allouhi, A., Belattar, M., Jamil, A., El Rhafiki, T., Arid, A., & Zeraouli, Y. (2015). «*Renewable energy potential and national policy directions for sustainable development in Morocco*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 47, 46-57.
- [21] Karekezi, S., Kithyoma, W., & Initiative, E. (2003, June). «*Renewable energy development*». In workshop on African Energy Experts on Operationalizing the NEPAD Energy Initiative, June (pp. 2-4).
- [22] De Arce, R., Mahía, R., Medina, E., & Escribano, G. (2012). «*A simulation of the economic impact of renewable energy development in Morocco*». *Energy Policy*, 46, 335-345.
- [23] Belakhdar, N., Kharbach, M., & Afilal, M. E. (2014). «*The renewable energy plan in Morocco*», a Divisia index approach. *Energy Strategy Reviews*, 4, 11-15.
- [24] Ministry of Energy, Mines, Water and Environment , «*Opportunities of investment in the sector of the energy*»«, Mars 2013.
- [25] Oudghiri, D. (2015, May). «*Solar Energy Development in Morocco*». In Energy Security, Technology and Sustainability Challenges Across the Globe, 38th IAAE International Conference, May 25-27, 2015. International Association for Energy Economics.
- [26] El Mghouchi, Y., Ajzoul, T., Taoukil, D., & El Bouardi, A. (2016). «*The most suitable prediction model of the solar intensity, on horizontal plane, at various weather conditions in a specified location in Morocco*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 54, 84-98.
- [27] Tahri, M., Hakdaoui, M., & Maanan, M. (2015). «*The evaluation of solar farm locations applying Geographic Information System and Multi-Criteria Decision-Making methods : Case study in southern Morocco*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 51, 1354-1362.
- [28] Terrapon-Pfaff, J., Borbonus, S., Viebahn, P., Fink, T., Brand, B., & Schinke, B. (2016). «*Social CSP : energy and development-exploring the local livelihood dimension of the Nooro I CSP project in Southern Morocco*»; final report.
- [29] National office of the Electricity and water, «*The electricity market in Morocco 2013*»«, 2013.
- [30] Allouhi, A., Zamzoum, O., Islam, M. R., Saidur, R., Kousksou, T., Jamil, A., & Derouich, A. (2017). «*Evaluation of wind energy potential in Morocco's coastal regions*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 72, 311-324.
- [31] Zejli, D., & Bennouna, A. (2009). «*Wind energy in Morocco : which strategy for which development ?*». In *Renewable Energy in the Middle East* (pp. 151-173). Springer Netherlands.
- [32] Fritzsche, K., Zejli, D., & Tänzler, D. (2011). «*The relevance of global energy governance for Arab countries : The case of Morocco*». *Energy Policy*, 39(8), 4497-4506.

- [33] National office of the Electricity and water, «*The electricity market in Morocco 2013*», 2013.
- [34] Kitani, O. (1999). «*CIGR handbook of agricultural engineering*». Energy and biomass engineering, 5, 330.
- [35] Doukkali, M. (2005). «*Water institutional reforms in Morocco*». Water Policy, 7(1), 71-88.
- [36] Ministry of Energy, Mines, Water and Environment, «*Analysis of the energy indicators*», April 2012.
- [37] Inger, R., Attrill, M. J., Bearhop, S., Broderick, A. C., James Grecian, W., Hodgson, D. J., ... & Godley, B. J. (2009). «*Marine renewable energy : potential benefits to biodiversity ? An urgent call for research*». Journal of Applied Ecology, 46(6), 1145-1153.
- [38] Chang, Y. C., & Wang, N. (2017). «*Legal system for the development of marine renewable energy in China*». Renewable and Sustainable Energy Reviews, 75, 192-196.
- [39] Smith, R. W. (1986). «*Exclusive Economic Zone Claims : An Analysis and Primary Documents*». Martinus Nijhoff Publishers.
- [40] Esteban, M., & Leary, D. (2012). «*Current developments and future prospects of offshore wind and ocean energy*». Applied Energy, 90(1), 128-136.
- [41] Snoussi, M., Haïda, S., & Imassi, S. (2002). «*Effects of the construction of dams on the water and sediment fluxes of the Moulouya and the Sebou Rivers*», Morocco. Regional Environmental Change, 3(1), 5-12.
- [42] El Jihad, M. D. (2001, November). «*L'eau de la montagne et le pouvoir étatique au Maroc : entre le passé et le présent*». In Annales de géographie (No. 622, pp. 665).
- [43] Antonio, F. D. O. (2010). «*Wave energy utilization : A review of the technologies*». Renewable and sustainable energy reviews, 14(3), 899-918.
- [44] Clément, A., McCullen, P., Falcão, A., Fiorentino, A., Gardner, F., Hammarlund, K., ... & Pontes, M. T. (2002). «*Wave energy in Europe : current status and perspectives*». Renewable and sustainable energy reviews, 6(5), 405-431.
- [45] Sierra, J. P., Martín, C., Mösson, C., Mestres, M., & Jebbad, R. (2016). «*Wave energy potential along the Atlantic coast of Morocco*». Renewable Energy, 96, 20-32.
- [46] L. Liberti, A. Carillo, G. Sannino, «*Wave energy resource assessment in the Mediterranean*», the Italian perspective, Renew. Energy 50 (2013) 938e949.
- [47] F. Arena, V. Laface, G. Malara, A. Romolo, A. Viviano, V. Fiamma, G. Sannino, A. Carillo, «*Wave climate analysis for the design of wave energy harvesters in the Mediterranean Sea*», Renew. Energy 77 (2015) 125e141.
- [48] E. Rusu, C. Guedes Soares, «*Wave energy pattern around the Madeira Islands*», Energy 45 (2012) 771e785
- [49] Mork, G., Barstow, S., Kabuth, A., & Pontes, M. T. (2010, January). «*Assessing the global wave energy potential*». In ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (pp. 447-454). American Society of Mechanical Engineers.
- [50] R.P.G. Mendes, M.R.A. Calado, S.J.P.S. Mariano, «*Wave energy potential*

*in Portugale Assessment based on probabilistic description of ocean waves parameters», Renew. Energy 47 (2012) 1e8.*

[51] L. Rusu, F. Onea, «*Assessment of the performances of various wave energy converters along the European continental coasts*», Energy 82 (2015) 889e904.



[52] «*Assessment of tidal energy resource in the strait of gibraltar : Physical oceanography group university of Malaga*»

[53] Johnstone, C. M., Pratt, D., Clarke, J. A., & Grant, A. D. (2013). «*A techno-economic analysis of tidal energy technology*». Renewable Energy, 49, 101-106.

[54] Pugh, D. (2004). «*Changing sea levels : effects of tides, weather and climate*». Cambridge University Press.

Article

# Assessment of Energy Production Potential from Tidal Stream Currents in Morocco

Mourad Nachtane <sup>1,2,\*</sup> , Mostapha Tarfaoui <sup>2</sup> , Karim Hilmi <sup>3</sup>, Dennoun Saifaoui <sup>1</sup> and Ahmed El Moumen <sup>2</sup>

<sup>1</sup> Laboratory for Renewable Energy and Dynamic Systems, University of Hassan II, BP 5366, Maârif, Casablanca 20100, Morocco; ddsaifaoui@gmail.com

<sup>2</sup> ENSTA Bretagne, IRDL—FRE CNRS 3744, IRDL, F-29200 Brest, France; mostapha.tarfaoui@ensta-bretagne.fr (M.T.); ahmed.el\_moumen@ensta-bretagne.fr (A.E.M.)

<sup>3</sup> National Institute for Fisheries Research, Casablanca 20100, Morocco; karimhilmi15@gmail.com

\* Correspondence: mourad.nachtane@ensta-bretagne.fr

Received: 29 January 2018; Accepted: 8 March 2018; Published: 26 April 2018



**Abstract:** Energy extracted from the ocean can provide a source of regular and foreseeable electrical production at higher energy densities than any other renewable energy resource. The marine current resource is potentially great and is focused in several sites around the world. The knowledge of the energy potential, its constraints and availability are all prerequisites to determine the possibilities for the implementation of infrastructure to produce energy. They are also required to anticipate the structuring of energy routes and to respond to increasing technological needs. Several Moroccan regions want to take advantage by their coastal domain and play a role in the development of the tidal energy sector. They also want to benefit from the associated economic advantages knowing that the Mediterranean coast length is 550 km and the Atlantic length is 3000 km, respectively. The Copernicus Marine Service ocean products provide key input for such technologies, as they can be employed to help evaluate the accessible ocean energy devices and choose the most attractive sites to exploit the tidal energy projects in Morocco. The goal of this research was to evaluate and analyze the tidal marine current resource at the sites which are potentially suitable for the installation of Horizontal Axis Marine Current Turbines in Morocco. Distributions of available power of tidal energy in the Moroccan region are provided, and three possible areas are suggested for installing tidal energy conversion systems.

**Keywords:** tidal stream energy; resource assessment; power density; Morocco

## 1. Introduction

Covering 70% of our globe, the oceans are the world's largest source of energy. Marine renewable energy technology has quickly developed to meet Morocco's energy requirements and decrease its fossil fuel needs [1]. Many technologies have been developed to harness the energy of the seas. Morocco has two maritime frontages with stable and predictable marine currents with a total length equivalent to 3500 km [2]. All these resources make Morocco a country with several sites allowing the development of renewable marine energies. These natural energy sources provide very good opportunities to innovate and improve the performance of tidal energy converters from 20% to 30%. The development of a hydrokinetic sector will complement and diversify the Kingdom's renewable energy mix [3]. Currently, its traditional partners are already mastering the energies of the seas on a large scale because their investments in R&D (research & development) and support of their industrial sectors. World leaders in marine energies include the United Kingdom, which hosts the world's largest hydroelectric power reserve in the Pentland estuary, and has 3300 MW of offshore wind energy, followed by Canada, with an exceptional natural

potential of 35.7 GW in marine energies (excluding offshore wind) [4]. New entrants have invested in this sector and have strong ambitions to develop their production capacities, such as the United States, China, Denmark, Spain, Portugal and France [5]. The greatest potential for wave energy is located where winds are strongest and the fetches are long. Until now, despite its great potential for wind and solar energy, only 10% of Morocco's energy production comes from renewable sources, mainly hydro and wind. Sierra and co-workers [6] have found that the average power of the waves is important, with an annual energy 30 kW/m in Atlantic coast.

Studies have shown that there is a great potential in installing a tidal current generator in the Strait of Gibraltar [7]. One of the great advantages of this zone is the existence of exceptionally coherent and solid currents so the potential for electricity generation is considerable. Currently, despite the advantages of the Gibraltar's zone as a natural energy distinction, this project is quite theoretical, without future plans. However, in the future, tidal production in the Strait of Gibraltar could be an important asset for the advancement of renewable energy use in Morocco [8].

Oceanic tides are the result of the interaction of the gravitational fields of the Earth, Moon, and Sun [9]. Capturing energy from tides is not a new idea. In 1981 Underwater Electric Kite (UEK) invented a new system to capture ocean, river, and tidal currents using hydrokinetic turbines [10]. The elevation variance between low and high tides can be employed for electricity production. Tidal energy brings great energy density, lower environmental impact and great predictability. Tidal current converters are very similar to wind turbines, unless they are located below the water surface instead of above or on land. The turbine transforms the flow of water coming from tide, the kinetic energy, into electricity. Water is 830 times denser than air and therefore can produce electricity at lower velocity than wind turbines. Figure 1 presents the tidal range resources worldwide. The exploitable tidal current power with actual technologies is evaluated about 75 GW in the world and 11 GW in Europe. UK and France have highest marine current potentials (6 GW and 3.4 GW respectively) among the European countries [11]. Tidal current turbine have observed a lot of research work in recent years and are indeed a technology close to the industrial stage but still in the experimental phase in test sites such as the European Center for Marine Energy (EMEC) in Scotland [12] and the Marine Energy Research Center in the Bay of Fundy in Canada, or the experimental site of Paimpol in France. However, only prototypes have been tested such as two-bladed SeaGen project turbines in the UK manufactured (Siemens and Bluewater Energy Services, Scotland, UK), Three-bladed Hammerfest Strom turbine (Andritz Hydro Hammerfest (AHH), Glasgow, Scotland, UK) and there multi-bladed Underwater Electric Kite (UEK, Annapolis, MD, USA) which currently work a wholly functional plant at Eagle, Alaska. The capture of the kinetic energy of tidal currents by tidal turbines is currently being investigated to exploit tidal energy however, currents must exceed 1.5 m/s for significant duration. Under lower speeds; tidal turbines are not profitable, while higher speeds can damage the turbines [13]. The most suitable areas to utilize tidal energy are very few; and they are concentrated in areas where the amplitude of the tidal wave is amplified like in the case of the Bay of Mont-Saint-Michel in France and the Bay of Fundy in Canada where the tidal current can exceeds 2.7 m/s [14].

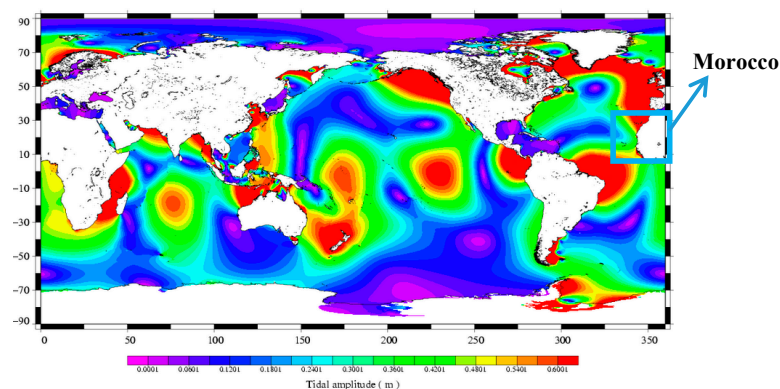


Figure 1. Tidal range resources worldwide. Source: [www.avis.com](http://www.avis.com).

This work is based on the statistical evaluation of marine current velocity characteristics and energy potential at three areas in Morocco (32°00' N 5°00' W). The objective of this research is to evaluate the potential of marine currents in Morocco and to identify the most suitable sites for the development of tidal energy. It also characterizes in detail the resource of the various sites of interest through the provision of relevant indicators using numerical model results provided by The Copernicus Marine Environment Monitoring Service (CMEMS).

## 2. Data and Methods

### 2.1. Study Area and Available Tidal Data

Morocco is located in the Maghreb region of North Africa and its geographic position has many advantages as it is located in the middle of two continents: Europe and Africa (Figure 1). Morocco is situated at the northwest corner of Africa, rimming the North Atlantic Ocean and the Mediterranean Sea. With a population of over 34 million and an area of 720,000 km<sup>2</sup>. Morocco fully plays its role at the regional level. It, thus, intends to integrate into the Mediterranean Solar Plan and provides an opportunity for combining the availability of renewable resources, accessibility to industrial parks and poles of skilled labour [15,16].

Its strategic position is very important to consolidate the regional key, which is Morocco's responsibility in the field of energy by giving this sector the necessary means to enable it to meet the challenges it faces in order to facilitate its integration into the world scenario. In addition, the energy market to become a key player in Euro-Mediterranean energy cooperation, in particular through the strengthening of electricity interconnections with neighboring countries and the establishment of the infrastructure needed to achieve regional integration [17]. The Sahara represents 36.57% of the total surface of Morocco. In these regions the solar potential is important and the density of the population is medium. The use of conventional energy sources requires high costs. The rate of rural electrification rose steadily to 97.4% by the end of 2011. The tariff of consumption of the electricity varies between 0.9010 MAD/kWh for up to 100 kWh, and 1542 MAD /kWh for up to 500 kWh. In the rural areas, diesel generators are used in most cases for power generation, although these devices have unwanted environmental effects [18,19]. Morocco has a Mediterranean climate that is generally hot and dry for most of the year. Geographical location has several advantages for the development of renewable energies (solar, wind, hydro, etc.); particularly with climatic conditions widely favorable [20].

### 2.2. Resource Assessment Methodology

Marine renewable energies comprise a large number of technologies encompassing tidal, and offshore wind technologies. Numerical modelling could contribute to promoting the development of such projects in various ways [21]. Through atmospheric, waves and hydrodynamic models, the regions with enough energetic resource for these industries could be classified. Furthermore, maintenance services and operation rely on the sea conditions that operational modelling is able to give through forecasting services. These forecasts could also be valuable for the survivability of the installed devices as extreme events could be identified and thus the possible damages could be mitigated by taking appropriate measures. Moreover, operational modelling could estimate the amount of energy that would be available and how much could be generated by the devices thus the electric system would be more efficient in supplying the produced energy. In this article, the tidal energy potential is determined by exploring the results of numerical models for The Copernicus Space Component. The numerical models shown in this research ran operationally and their results and forecasts can be accessed at [22]. The CMEMS database has been widely used by several researchers to evaluate wave and tidal energies. This simulation has some weaknesses in terms of accurately representing some storm events, but it generally represents mean values quite well, and this database proposes homogeneous long-term data and a higher spatial coverage than that achieved with single-point observations. Moreover, data from the CMEMS database have previously been used to identify tidal



energy potential in different regions [23–25]. Three regions are analyzed for investigating their tidal energy potential, while their geographical coordinates and catalog using from the Copernicus Marine Environment Monitoring Service is provided in Table 1.

**Table 1.** Locations and catalog employed for the region considered.

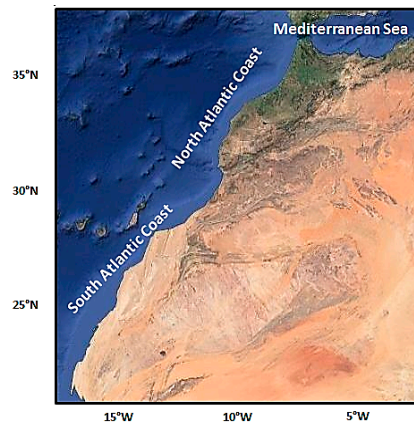
Regions	Geographical Coordinates	Catalog
Mediterranean Sea	6° W–2° W; 37° N 35° N	IBERIA-BISCAY-IRELAND REGIONAL SEAS (IBI)
South Atlantic Coast	22° W–13° W; 26° N 21° N	GLOBAL_REP_PHY_001_021
North Atlantic Coast	19° W–5° W; 35° N 26° N	GLOBAL_REP_PHY_001_021

In this context, the examination of resource evaluation is limited to issues around maximizing energy extraction. It is recognized that in the real world there are other agents that may constrain the selection of sites, including access for maintenance; survival of equipment; environmental and ecological impacts; and integration with the power distribution network. Aside from these questions, it is recommended that the following steps (Table 2) are required in resource evaluation as part of an iterative design process [26]:

**Table 2.** Steps required in tidal energy resource evaluation.

Steps	Description
Step 1	Selection of sites suitable for establishing arrays of tidal current generators. This is mainly restricted by a minimum value of mean cube flow velocity and an appropriate range of depths for a specific kind of generator.
Step 2	Initial sizing and evaluating of the generating device to maximize energy captured from the life of the device taking into account elements such as the long-term variations in flow velocity; a vertical profile of flow velocity; deviation of the flow from rectilinear motion.
Step 3	Given the device parameters above, the study of various arrangements (longitudinal spacing, lateral spacing, and orientation) of generators within the chosen site to maximize coupled power output. Revision of generator parameters if needed.
Step 4	Survey of the extent of the significant impact of the proposed tidal current generator array on tidal parameters. If requisite, improvements made to power output evaluate due to resulting changes in boundary conditions.

This research analyses the tidal energy resource in Morocco using a 5-year series of data obtained from numerical modeling (hindcasting). The spatial distribution of tidal power is analyzed using data from 2 areas (Irish-Biscay-Iberia, Mediterranean sea). This allows a fast evaluation of the feasibility of tidal energy locations. The location of these regions is presented in Figure 2.



**Figure 2.** Map of the Moroccan coast with the location of the different regions.

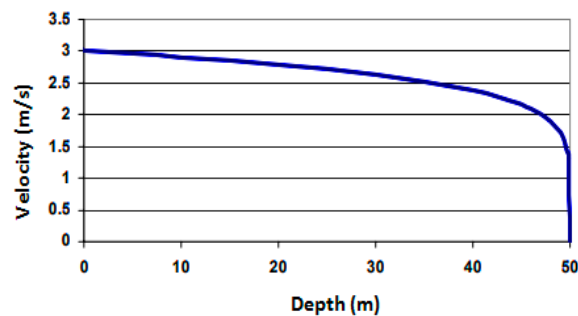
To obtain the power potential of the Morocco Atlantic coast and the Mediterranean Sea the values were obtained for one square meter cross-sectional area, therefore using the following formula [27]:

$$P = \frac{1}{2} \times \rho \times V^3 \quad (1)$$

where  $\rho$  the density of water ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) and  $V$  is the instantaneous current velocity ( $\text{m}/\text{s}$ ). The power of the resource increases very quickly with the speed of the current, and it is considered that tidal turbines become interesting if the current exceeds  $2 \text{ m}/\text{s}$ . A frequent assumption is that the speed varies according to the formula:

$$V = V_0 \left( \frac{z}{p} \right)^{\frac{1}{7}} \quad (2)$$

where  $z$  is the distance above the bottom,  $p$  the depth,  $V_0$  the speed of the current at the surface. In fact, the maximum speed is usually located slightly below the free surface. Figure 3 shows the variation curve according to this law for a channel  $50 \text{ m}$  deep.



**Figure 3.** Water speed vs. depth.

The depth at which the tidal turbines are installed is moderate (a few tens of meters). It would be possible to work on machines with divers. However, dive must have a minimum duration (because of the decompression stops) and cannot fit into a moderate current period. The strong currents pose big safety problems and require technicians perfectly trained to this type of intervention. It is essential to design all equipment so that any necessary interventions are reduced to a minimum.

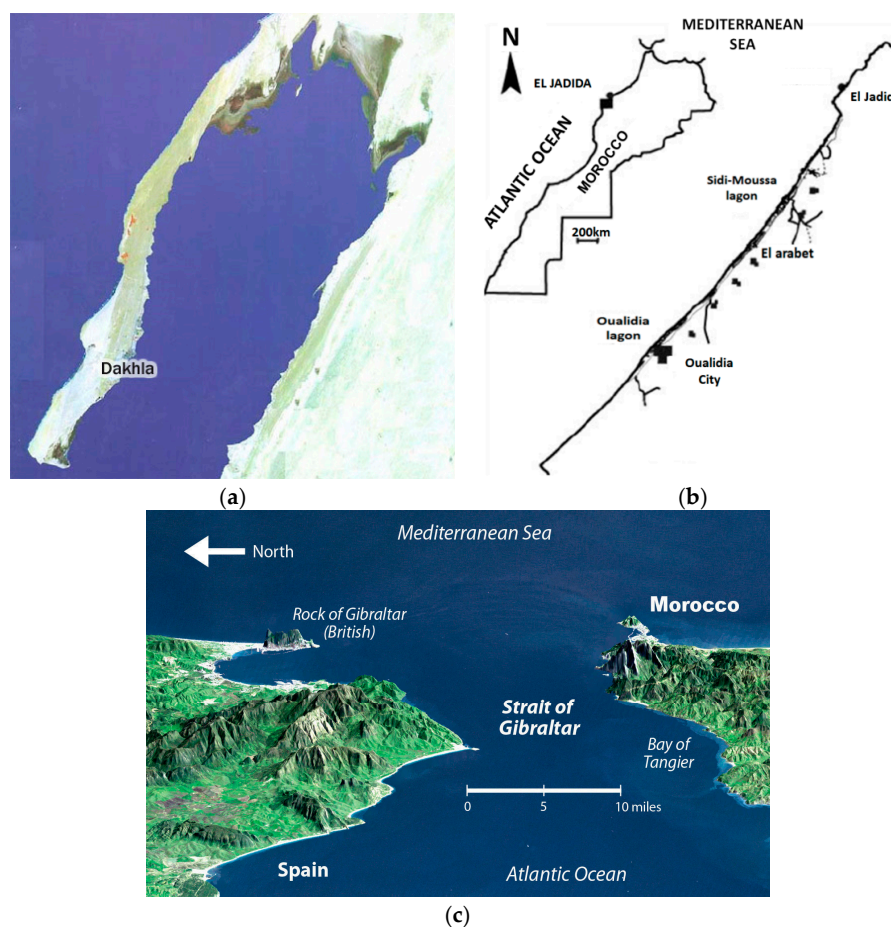
The installation of tidal turbines in a bay, lagoon, and strait must take into consideration potential environmental effects. These areas are frequented by fish, some of which are migratory, and marine mammals. It is essential that the size and the number of machines do not hinder the passage. Similarly, the speed of the current has an influence on the development of aquatic life. The mixing of waters

between different marine areas certainly has an effect on population movements, nutrient exchange, etc. For all these reasons, many of which remain to be studied, it is prudent to consider at this stage that the current which normally exists in these places should not be reduced by more than 10%.

### 3. Results and Discussion

Morocco presents a high potential for renewable marine energies, and some studies have analyzed the availability of energies due to wind [28]. Some studies assessed the wave energy resource in the whole Mediterranean. Thus [29] found at the Mediterranean Coast of Morocco wave energy powers between 2 kW/m and 6 kW/m, while [30] estimated a mean wave power of 6.3 kW/m at a point in the Moroccan Mediterranean. The results obtained by Sierra et al. [6] from the average power of the waves is important (up to 30 kW/m with an annual energy average waves up to 262 MWh/m) on the Atlantic coast. Nevertheless, as far as the authors know, there are no specific studies addressing the potential of tidal energy there. Almost all the eligible Moroccan sites are in the Mediterranean Sea. These specific and well-identified areas (straits ...) have geomorphologic features which force tidal currents and induce high velocities. Although, very localized, the sites exist and Morocco has great potential for them.

In addition, the energy of the currents has the advantage of being predictable because it is mainly correlated with the tidal coefficients. Cities like Agadir, Tangier, EL Hoceima, Oualidia and Dakhla are among the economically promising sites. Overseas, sites with spikes or pass effects are potentially interesting. The statistical study carried out shown that three more important areas where the current is more interesting, see Figure 4.



**Figure 4.** Potential areas for tidal power generation in Morocco. (a) Dakhla bay ( $23^{\circ}30' N$ ;  $16^{\circ} W$ ) [31]; (b) Oualidia lagoon ( $32^{\circ}45' N$ ;  $9^{\circ}3' W$ ) [32]; (c) The southern coast of the Strait of Gibraltar [33].

During the spring tides, the currents are very intense, especially at the entrance of the Dakhla Bay and the Oualidia lagoon in the surrounding areas (between 1 and 2 m/s). In its central part and towards the north of the bay, these currents decrease in intensity (<1 m/s). In the dead water, these tidal currents generally have intensities lower than 0.6 m/s in all the zones of the bay and subjected to the strong influence of the semi-diurnal tides.

Whatever the type of high and low water tides, the tidal currents are bidirectional in the North East—South West axis of the bay, following the cycles of the semi-diurnal tide. During the periods of spring tides and waves, it is found that the strongest currents generally occur downstream of the bay between latitudes 23°38' N and 23°44' N (i.e., between Lasarga and Dakhla on the West shore of the bay). On the eastern shore of the bay, the strongest currents with intensities between 1 and 2 m/s are mostly between Hoja Lalmera, El Argoub, and Puertito. Upstream of the bay and beyond latitudes higher than 23°44' N (between Dakhla, Boutalha and towards aquaculture parks), current intensities are low, generally between 0.1 and 0.4 m/s. During the ebb and in the central zone and upstream of the bay, cyclonic gyrotory cells towards the west bank and/or anticyclonic cells towards the east bank of the current are observed. These tides follow a non-regular and shallow bathymetry and present a multitude of channels in these areas. In periods of high tides, the tidal currents are thus weaker; whose intensities are less than 0.4 m/s in the bay. It is found that the strongest currents occur at the entrance of the bay, between La Sarga (west side of the bay) and Puertito-Argoub (east side of the bay). These gyrotory cells of the current are also observed in the central zone and upstream of the bay during the ebbs. Although weak and due to the influence of the winds, these cells will generate drift currents near the coast. Another peculiarity of the marine circulation of the bay is that the outgoing tidal currents (ebb tides) are generally slightly more intense than the incoming currents (waves), either in tides of bright waters or dead waters. Figure 5 presents the marine current velocity rose diagrams.

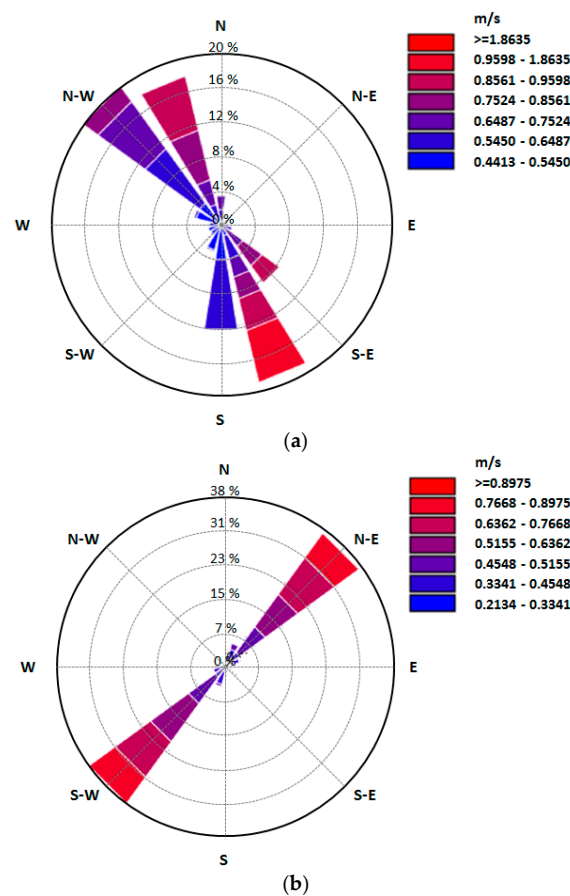
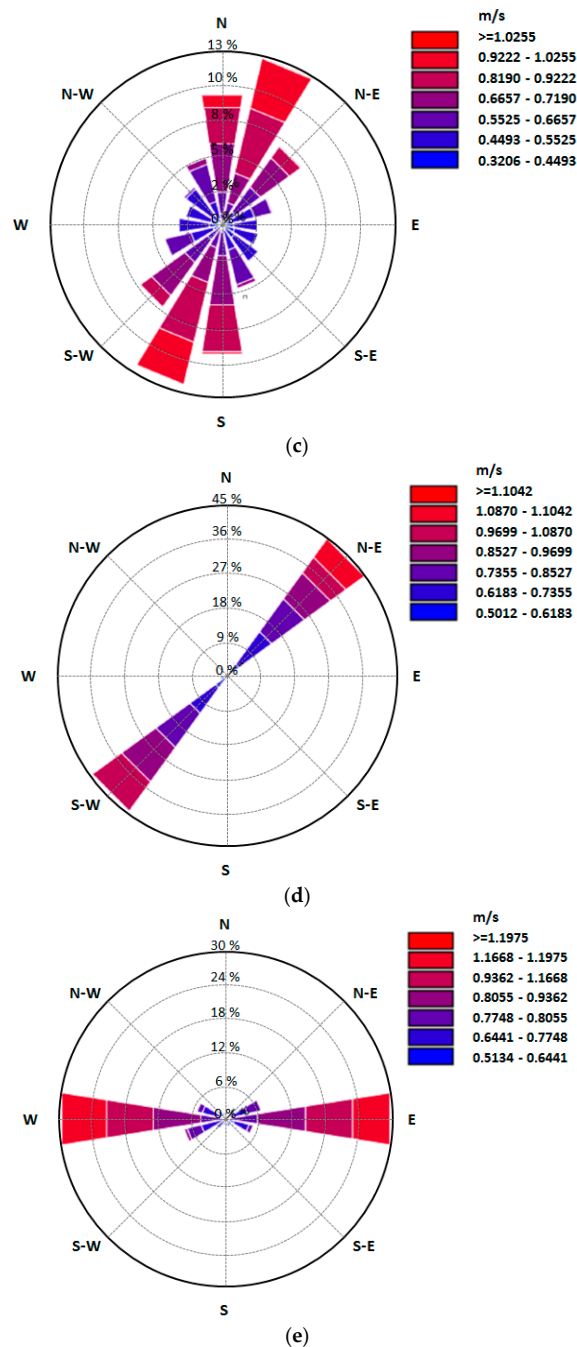


Figure 5. Cont.



**Figure 5.** Marine current velocity rose diagrams. (a) Tanger; (b) Agadir; (c) El Hoceima; (d) Dakhla; (e) El Jadida.

### 3.1. Available Energy Potential

Once the velocity distribution in the region of concern has been evaluated, it can be practiced to the HAMCT power curve to calculate the annual power output.

The Horizontal Axis Marine Current Turbine (HAMCT) is the most advanced tidal stream technology available that can be employed to calculate the quantity of energy required [23,24]. In this study the rotor diameter is 22 m, so the swept area  $A$ , is 380 m<sup>2</sup>. Characteristics required are the power produced in various speed bin  $P(U_i)$ , efficiency of the machine ( $\eta_R$ ), rated speed, and electrical efficiencies.

The rotor efficiency ( $\eta_R$ ) can be supposed to increase from 40% at the cut-in velocity to attain 55% at the rated velocity. The cut-in velocity is the minimum velocity needed for machine operation and is considered constant at 0.4 m/s. This hypothesis simplifies the analysis and does not impose

significant constraints on accuracy, since the accessible power ( $P_{AV(i)}$ ) from marine currents at speeds below 0.4 m/s is usually smaller than 5% of the total accessible power. Finally, the mean powertrain efficiency ( $\eta_{PT}$ ) can be supposed as 80% for a HACMT. All those parameters will be used to calculate the electrical power produced in each speed bin as follows [25,26]:

$$P(U_i) = P_{AV(i)} \times \eta_R \quad (3)$$

where:

$$P_{AV(i)} = 0.5 \times \rho \times A \times U_i^3 \quad (4)$$

$\rho$ : the water density ( $\text{Kg m}^{-3}$ );  $A$ : represents the rotor swept area ( $\text{m}^2$ );  $U_i$ : is the marine current velocity (m/s).

Tidal energy potential in the Mediterranean Sea is very quiet with a view to other regions of the world, where tidal energy field is previously existing (e.g., UK, France, Norway, China, and Canada) [10]. In the Mediterranean Sea, there is no industrial development of the marine current energy sector. As tidal turbines require a stream velocity of at least 1.5–2 m/s to work effectively, the tidal energy potential of the sea sets specific constraints. Based on the current speed limits presented, very few Mediterranean sites could be of special interest. The exceptions of the Straits of Dardanelles, Gibraltar, and especially the Strait of Messina (where the tidal stream energy resource offers its highest values in the Mediterranean) have been under consideration. Concise attention has been provided so far to the weak tides and tides remarked in the Mediterranean straits. Tides in the Mediterranean sea are typically semidiurnal and presents two highs/lows per day, although with differences in heights due to the diurnal inequality, variations of the declination of the Moon and other non-astronomical agents such as the depth, topography and size of ocean basins, shoreline configuration and meteorological requirements. The statistical study of tide presents a typical fortnight cycle of spring-neap tides, with higher mean sea level variability at Tetouan because of its westernmost location. This implies an excellent resource energy production that make this site more suitable for the installation of HAMCT. Maximum ranges of about 1.3 m are mentioned during the most active spring tides at Tetouan whereas minimum range is lower than 0.4 m that takes place during the weaker neap tides. This variation is also observed at Tetouan, showing amplitude much higher than that reached at the northern limit of the Strait. Moreover, a time lag of about two months is also remarked probably because of the wind regime. Months of May and September has been taken as representative of the annual MSL (Mean Sea Level) average at Tetouan and El Hoceima, respectively. Those months will be used to estimate the average power density during the year.

The Moroccan Atlantic coastline has a large potential for tidal energy production. It may contribute meaningful profits with less cost and fewer ecological influences as compared to traditional dam-. The present opportunity, however, lies in the strong and constant marine currents velocity of the Strait of Gibraltar. A seafloor mounted tidal energy converters in this area could suitable produce an important quantity of power.

The amplitude of the tide obviously has an effect on the speed of the current. Near the coasts, we can consider as a first approximation that the maximum intensity reached by the current during a tide is proportional to the coefficient of this tide. Often, the speed of the flow is different from that of the ebb tide, but the speeds remain roughly proportional to the amplitude. In general, the flow has a higher intensity with rapid growth and decay, while the ebb is smaller in amplitude with a more stable regime over time. It is noted that a tidal turbine installed on a given site is subjected to highly variable currents and that the available power changes a lot from one tide to another. (Figures 6–8). There are perfectly predictable periods of dead water during which the currents are very weak, these periods last 2 to 3 days and are renewed twice a month. In periods of production, the duration of the reversal of the current gives only about twenty minutes of relatively calm current. The frequency and timing of interventions can be accurately predicted from the tide tables, corrected for weather conditions. The installation and lifting technique as well as the corresponding procedures must take into account these particularities.

### a. Mediterranean Sea

Figure 6 shows the variation of velocity and available power around the Mediterranean Sea. The maximal depth-average speed is higher than 1.4 m/s between the Strait of Gibraltar and Tanger when the available power is over 400 MW. It can be concluded that the Gibraltar strait is the excellent site for tidal current production. Analyses of the behavior of the intensity of the surface current in the Mediterranean Sea, which spread from 2010 to 2014, showed that the minimum current values are almost zero. On the other hand, the maximum intensities recorded reached strong values see 2.4 m/s, all found around the Strait of Gibraltar (Lat: 36.000, Lon:  $-5.250$ ) and (Lat: 36.000, Lon:  $-5.333$ ) close to Sebta and Tetouan.

- For the year 2010, it has been found that the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values are between 0.669–1.196 m/s. This last value observed in May and at the latitude:  $36.000^\circ$  and the longitude:  $-5.250^\circ$ . Average current intensities vary between 0.235 m/s ( $\pm 0.054$ ) in August and 0.316 m/s ( $\pm 0.089$ ) in the month of January.
- For the year 2011, it has been noted that the minimum intensities are almost zero and maximum intensities vary between 0.718–1.061 m/s. the maximum values are observed in December at latitude:  $36.000^\circ$  and longitude:  $-5.333^\circ$ .
- For the year 2012, it has been observed that the minimum values are very low and the maximum intensities are between (0.739–1.178) m/s. The maximum value is observed in April at the latitude:  $36.000^\circ$  and the longitude:  $-5.333^\circ$ .
- For the year 2013, the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values are between 0.610–1.256 m/s. The value 1.256 m/s are observed in March at latitude:  $36.000^\circ$  and longitude:  $-5.333^\circ$ .
- For the year 2014, it has been noted that the minimum intensities are almost zero and the maximum values are between 0.818–1.194 m/s. The value 1.194 m/s is located in September at latitude:  $36.000^\circ$  and longitude:  $-5.333^\circ$ .

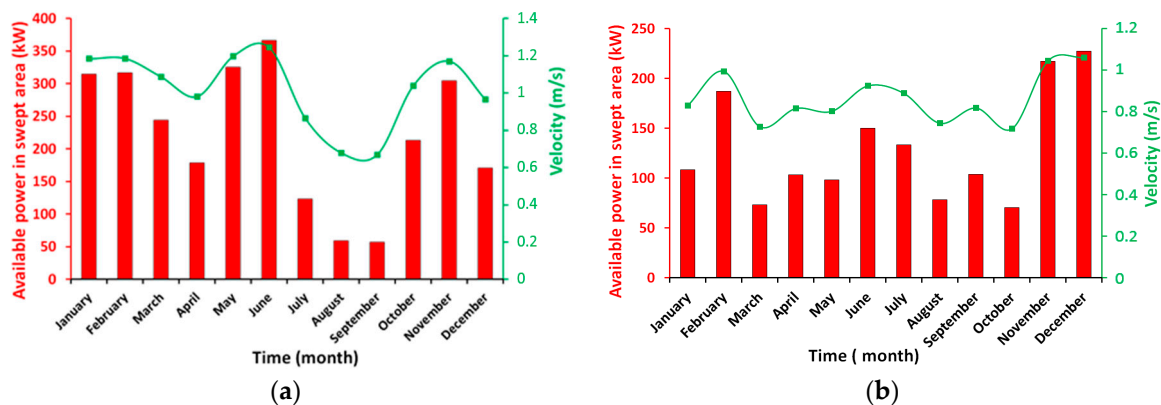


Figure 6. Cont.

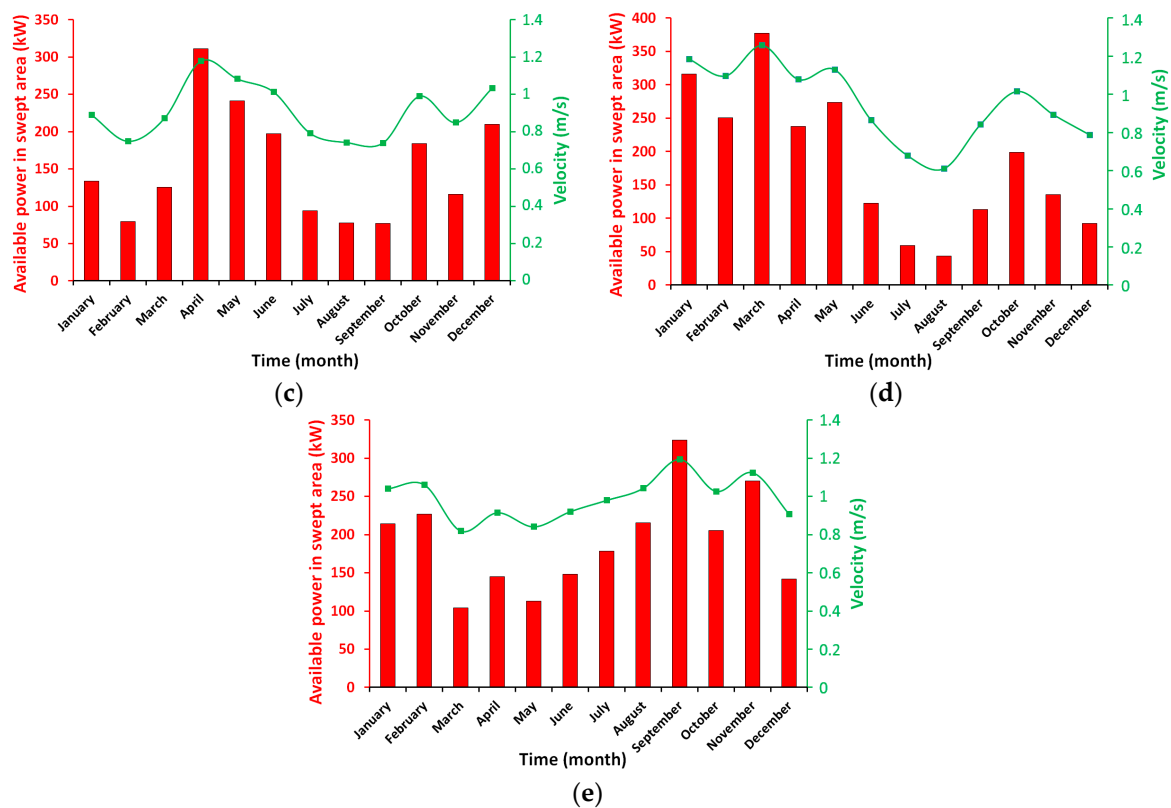


Figure 6. Tidal energy resource in the Mediterranean Sea. (a) 2010; (b) 2011; (c) 2012; (d) 2013; (e) 2014.

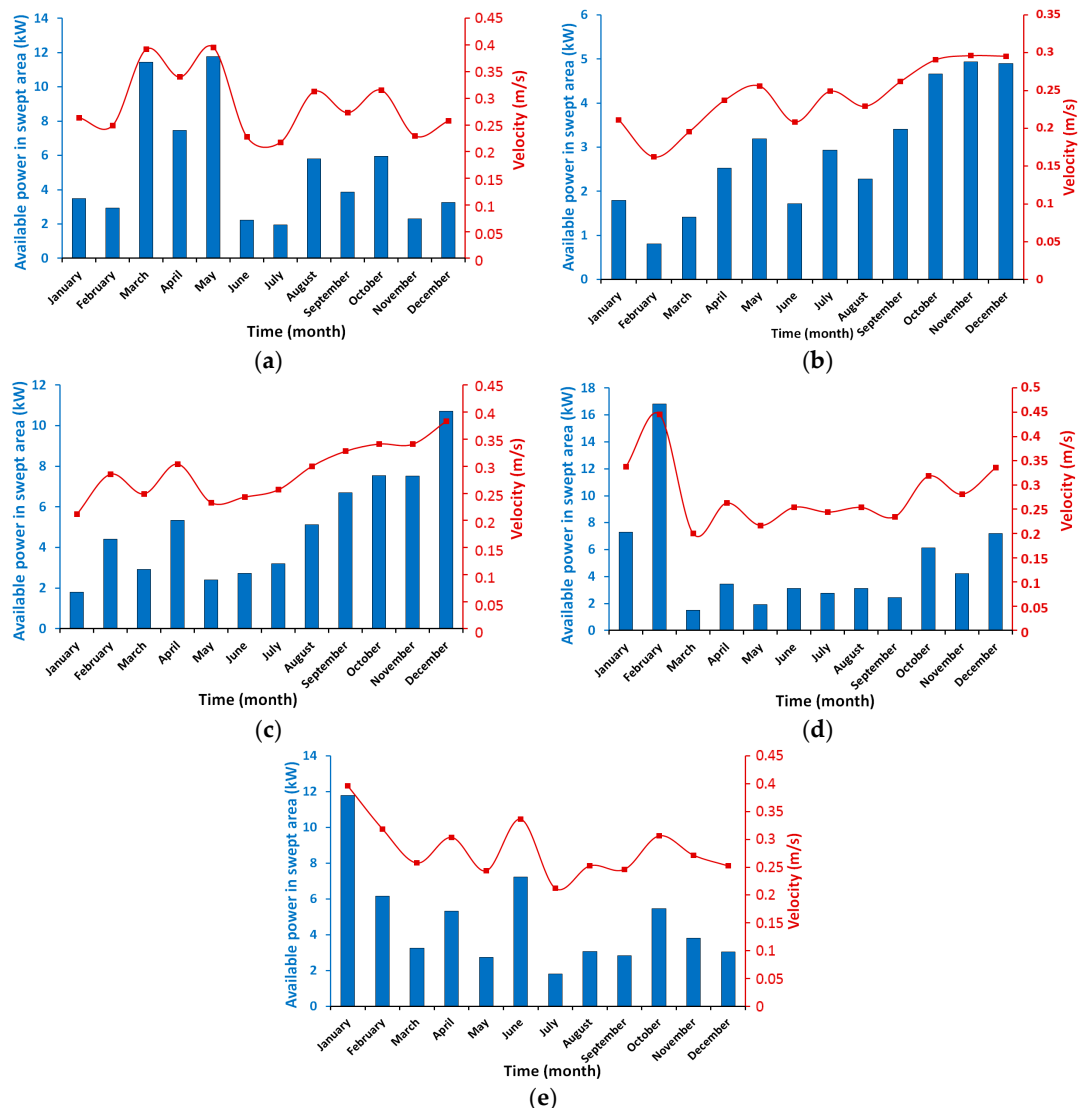
## b. South Coast Atlantic

The same study, for the same period, was carried out in the south coast of the Atlantic in Morocco. Figure 7 shows the variation of velocity and available power in the south coast of the Atlantic. The study of the intensity of surface current in this area has covered five years (2002–2014); it has clearly shown that the minimum intensities are almost zero. The maximum values over the thirteen years are coastal and (0.119–0.445) m/s between the south of Dakhla (latitude:  $21.004^\circ$  and longitude:  $-17.245^\circ$ ) and Boujedour latitude:  $25.875^\circ$  and longitude:  $-17.375^\circ$ . The results thus obtained are very close to the statistics carried out in 30 m depth.

- For the year 2010, it has been found the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values are between 0.217 m/s and 0.395 m/s. This last value is of May and observed at the latitude:  $21.004^\circ$  and the longitude:  $-17.245^\circ$ . Average current intensities vary between 0.067 m/s ( $\pm 0.010$ ) in July and 0.097 m/s ( $\pm 0.017$ ) in May.
- For the year 2011, it has been noted that the minimum intensities are almost zero. The highest peak intensities vary between (0.162–0.296) m/s. The maximum value is 0.296 m/s, taken in November at the latitude:  $25.757^\circ$  and the longitude:  $-16.495^\circ$ . The average current values are recorded between 0.004 m/s ( $\pm 0.018$ ) in December and 0.107 m/s ( $\pm 0.016$ ) in November.
- For the year 2012, it has been found that the minimum values are very low and the maximum intensities are between 0.211 m/s and 0.383 m/s. This last value is observed in December at latitude:  $21.004^\circ$  and longitude:  $-17.245^\circ$ . However, average current intensities varied between 0.066 m/s ( $\pm 0.012$ ) in January and 0.097 m/s ( $\pm 0.023$ ) in November.
- For the year 2013, the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values are between (0.019–0.445) m/s. The value 0.445 m/s are observed in the month of February at the latitude:  $21.004^\circ$  and the longitude:  $17.245$ . The average intensities range from 0.063 m/s ( $\pm 0.011$ ) in March to 0.087 m/s ( $\pm 0.016$ ) for the month of August.



- For the year 2014, it has been noticed that the minimum intensities are almost zero while the high maximum intensities take values between (0.212–0.395) m/s. The value 0.395 m/s are located in January at the latitude:  $26.004^\circ$  and the longitude:  $-18.495$ . The average intensities range from 0.073 m/s ( $\pm 0.013$ ) observed in February to 0.090 m/s ( $\pm 0.015$ ) in December.



**Figure 7.** Tidal energy resource in the south coast of Atlantic. (a) 2010; (b) 2011; (c) 2012; (d) 2013; (e) 2014.

### c. North Coast Atlantic

Figure 8 shows the variation of velocity and available power on the north coast of the Atlantic in Morocco. The study of the intensity of surface current in the north coast of the Atlantic has covered five years (2010–2014); it has clearly shown that the minimum intensities are almost zero. The maximum values over the five years are very coastal and between 0.235 and 0.812 m/s all concentrated in (latitude:  $26.416^\circ$  and longitude:  $-14.416^\circ$ ) and (latitude:  $26.116^\circ$  and longitude:  $-14.500^\circ$ ).

- For the year 2010, it has been found that the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values of the high intensities are between 0.290 m/s and 0.544 m/s. The last value is observed in May at the latitude:  $24.416^\circ$  and the longitude:  $-14.500^\circ$ . Average current intensities vary between 0.015 m/s ( $\pm 0.015$ ) in January and 0.118 m/s ( $\pm 0.017$ ) in July.

- For the year 2011, it has been observed that the minimum intensities are almost zero whereas the maximum intensities vary between (0.281–0.679) m/s. The upper value of the maximums is located in October at latitude: 26.166° and longitude: −14.500°. The values regarding the average current are recorded between 0.061 m/s ( $\pm 0.013$ ) in January and 0.1209 m/s ( $\pm 0.017$ ) in August.
- For the year 2012, it was found that that the minimum values are very low and the higher intensities are between 0.319 m/s and 0.698 m/s. The last value observed was of May and was at the latitude: 26.416° and the longitude: −14.416°. Regarding average current intensities, they vary between 0.074 m/s ( $\pm 0.015$ ) in November and 0.126 m/s ( $\pm 0.019$ ) in August.
- For the year 2013, the minimum values of the intensity of the current are almost zero and the maximum values of these intensities take values between (0.266–0.681) m/s. The value 0.681 m/s are observed in the month of October at the latitude: 26.416° and the longitude: −14.416. The average intensities range from 0.063 m/s ( $\pm 0.011$ ) in March to 0.087 m/s ( $\pm 0.016$ ) for the month of August.
- For the year 2014, it has been noticed that the minimum intensities are almost zero while the high maximum intensities take values between (0.281–0.645) m/s. The value 0.645 m/s is located in August at the latitude: 26.416° and the longitude: −14.416°. The average intensities range from 0.072 m/s ( $\pm 0.009$ ) observed in December to 0.135 m/s ( $\pm 0.025$ ) in August.

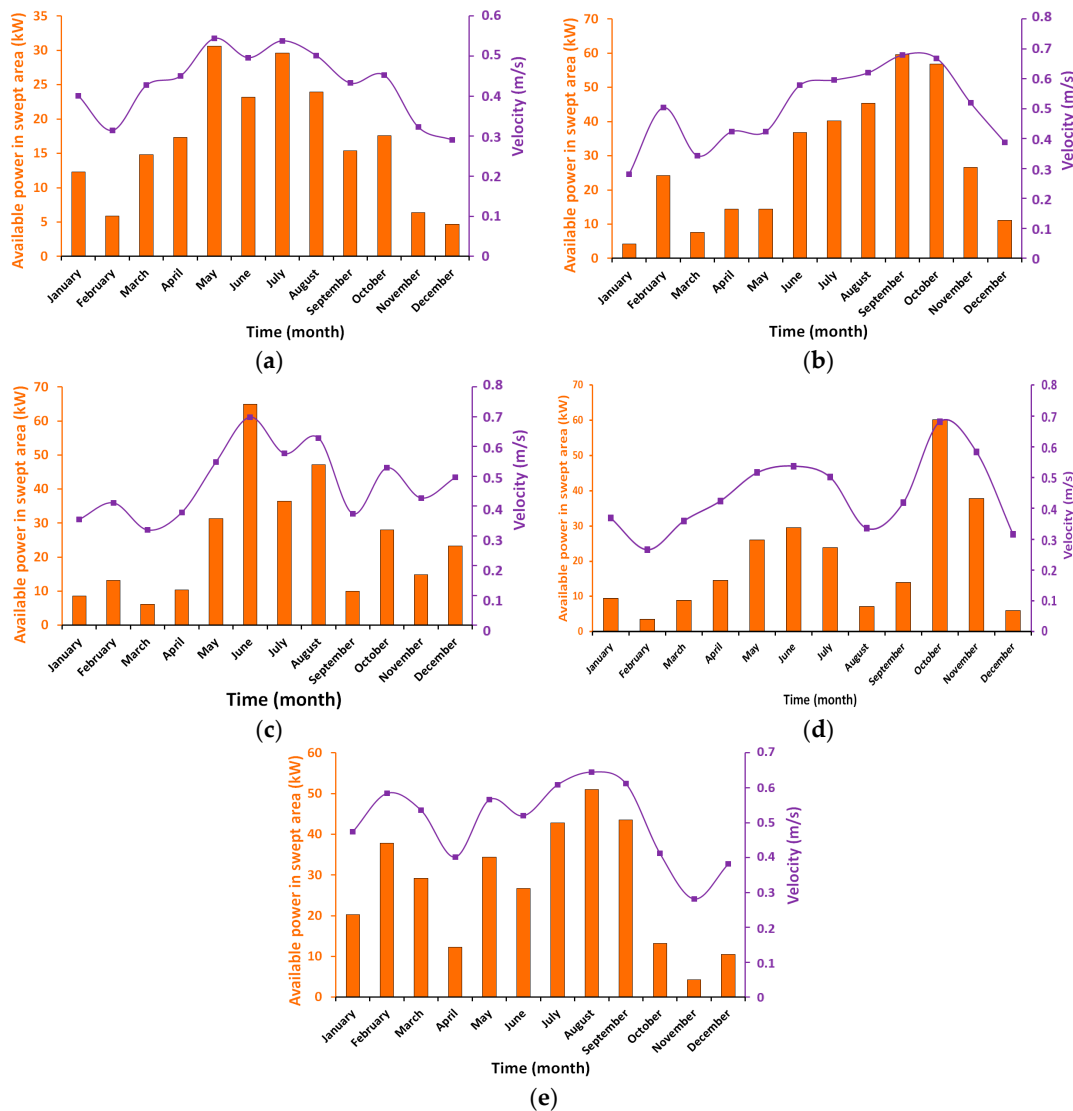


Figure 8. Tidal energy resource in the north coast of Atlantic. (a) 2010; (b) 2011; (c) 2012; (d) 2013; (e) 2014.

### 3.2. Mean Annual Electrical Power

The average annual electrical power ( $P_{average}$ ) can be calculated by combining the speed distributions  $f(U_i)$  with the average consumed power for several velocities  $P(U_i)$  obtained using the following equation:

$$P_{average} = \sum_{i=1}^N P(U_i) \times f(U_i) \tag{5}$$

Figure 9 shows electrical power output in the Mediterranean Sea. The maximum depth-average speed is higher than 1.4 m/s between the Strait of Gibraltar and Tanger when the available power is over 355 MW. It can be concluded that the Gibraltar strait is the best site for the tidal current production.

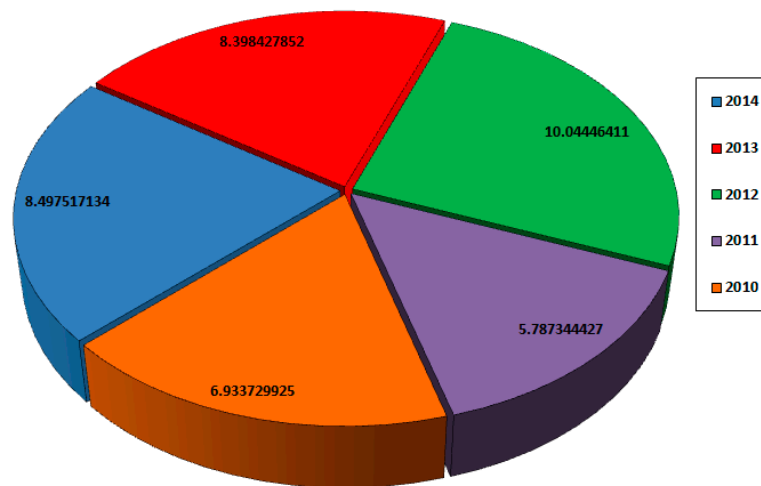


Figure 9. Electrical power output in the Mediterranean Sea (MW).

Figure 10 shows the electrical power output of the south coast of the Atlantic. The maximum depth-average speed 0.42 m/s in Agadir and in Dakhla is higher than 1 m/s when the available power is over 13 MW.

Figure 11 shows the electrical power output on the north coast of the Atlantic. The maximum depth-average speed is higher than 0.8 m/s between Tanger and El Hoceima when the available power is over 63 MW.

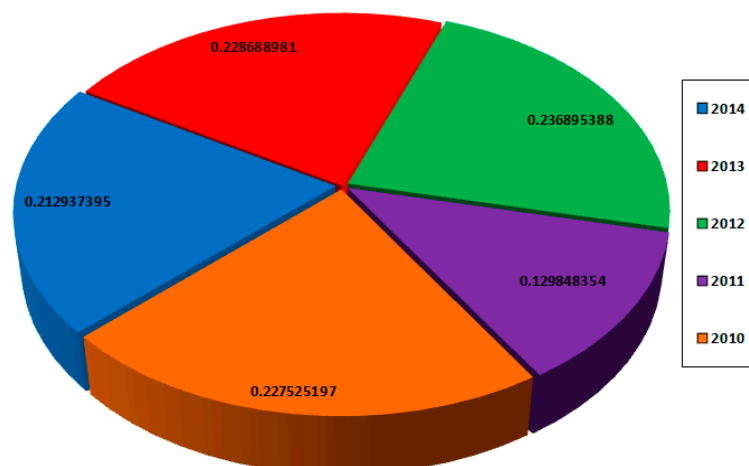
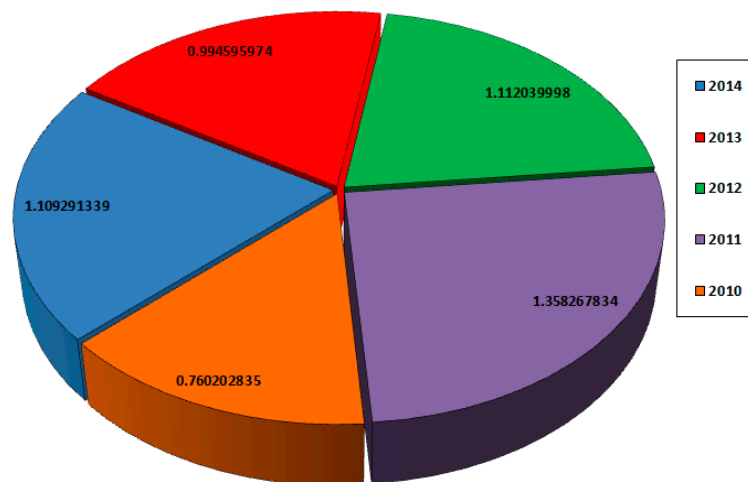


Figure 10. Electrical power output in the south coast of the Atlantic (MW).



**Figure 11.** Electrical power output in the north coast of the Atlantic (MW).

#### 4. Conclusions

This investigation provides preliminary results of an evaluation of the tidal stream power in different regions in Morocco in order to activate the country's green energy industry. Our results are founded on data from Copernicus Marine Environment Monitoring Service. It was remarked that the main difficulty in the evaluations is the requirement of accurate bathymetric data, particularly at the various straits, bays, and lagoons. The results obtained approved that the strait under examination has tremendous potential for the development of renewable marine energy production.

The maximal and mean depth-average velocity around the Strait of Gibraltar is greater than 2 m/s and between 0.9 m/s~1.8 m/s, respectively. The maximal and mean power density are 1800 W/m<sup>2</sup> and between 200 W/m<sup>2</sup>~600 W/m<sup>2</sup>. However, the mean velocity can reach 2.1 m/s in some places and the corresponding mean power density is 4746 W/m<sup>2</sup>. The investigation has also presented that according to the characteristics of the topography of the locality, it is possible to imagine a modular strategy to the establishment of size-dependent HAMCT to be used in phases leading into account technology improvement and progress. It is expected that this research will provide a complete overview of the potential of such a resource and a pointer to those considering the development of devices to utilize marine currents for power production. However, there are some constraints that have to be overcome prior to any deployment. It is important to emphasize that the results reported here were obtained with a simplified model that cannot claim to represent the physical reality. Rigorous modeling requires powerful means of calculation to account for the flow of water throughout the area, to a great distance from the site.

**Author Contributions:** Mourad Nachtane, Mostapha Tarfaoui, Karim Hilmi, Dennoun Saifaoui and Ahmed El Moumen contributed to the design and implementation of the research, to the analysis of the results and to the writing of the manuscript.

**Conflicts of Interest:** The authors of this paper declare that they have no conflict of interest, and compliance with ethical standards.

#### Abbreviations-Acronyms

HAMCT	Horizontal Axis Marine Current Turbine
GW	Gigawatt
MW	Megawatt
R&D	Research and Development
TW	Terawatt
CMEMS	Copernicus Marine Environment Monitoring Service

MAD	Moroccan dirham
kWh	Kilowatt-hour
UK	United Kingdom
MSL	Mean Sea Level

## References

- Mourad, N.; Mostapha, T.; Dennoun, S. Promotion of Renewable Marine Energies in Morocco: Perspectives and Strategies. *World Acad. Sci. Eng. Technol. Int. J. Energy Power Eng.* **2018**, *12*. [[CrossRef](#)]
- Aroussy, Y.; Nachtane, M.; Saifaoui, D.; Tarfaoui, M. Numerical investigation of a reverse osmosis desalination system with cogeneration and renewable energy integration. *Int. J. Sci. Eng. Res.* **2016**, *7*, 129–133.
- Legrand, C. *Assessment of Tidal Energy Resource: Marine Renewable Energy Guides*; European Marine Energy Centre: Orkney, UK, 2009.
- Charlier, R.H. A “sleeper” awakes: Tidal current power. *Renew. Sustain. Energy Rev.* **2003**, *7*, 515–529. [[CrossRef](#)]
- Do-Seong, B.; Hart, D.E.; Jeong, W.-J. Tidal current energy resources off the South and West coasts of Korea: Preliminary observation-derived estimates. *Energies* **2013**, *6*, 566–578.
- Sierra, J.P.; Martín, C.; Mösso, C.; Mestres, M.; Jebbad, R. Wave energy potential along the Atlantic coast of Morocco. *Renew. Energy* **2016**, *96*, 20–32. [[CrossRef](#)]
- Sutherland, G.; Foreman, M.; Garrett, C. Tidal current energy assessment for Johnstone strait, Vancouver island. *Proc. Inst. Mech. Eng. Part A J. Power Energy* **2007**, *221*, 147–157. [[CrossRef](#)]
- Nachtane, M.; Tarfaoui, M.; El Moumen, A.; Saifaoui, D. Numerical investigation of damage progressive in composite tidal turbine for renewable marine energy. In Proceedings of the 2016 International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC), Marrakech, Morocco, 14–17 November 2016; pp. 559–563.
- Ng, K.W.; Lam, W.H.; Ng, K.C. 2002–2012: 10 years of research progress in horizontal-axis marine current turbines. *Energies* **2013**, *6*, 1497–1526. [[CrossRef](#)]
- Soukissian, T.H.; Denaxa, D.; Karathanasi, F.; Prospathopoulos, A.; Sarantakos, K.; Iona, A.; Georgantas, K.; Mavrakos, S. Marine Renewable Energy in the Mediterranean Sea: Status and Perspectives. *Energies* **2017**, *10*, 1512. [[CrossRef](#)]
- Soukissian, T.; Karathanasi, F.; Axaopoulos, P. Satellite-based offshore wind resource assessment in the Mediterranean Sea. *IEEE J. Ocean. Eng.* **2017**, *42*, 73–86. [[CrossRef](#)]
- Tarfaoui, M.; Nachtane, M.; Khadimallah, H.; Saifaoui, D. Simulation of Mechanical Behavior and Damage of a Large Composite Wind Turbine Blade under Critical Loads. *Appl. Compos. Mater.* **2017**, 1–18. [[CrossRef](#)]
- Nachtane, M.; Tarfaoui, M.; Saifaoui, D.; El Moumen, A.; Hassoon, O.H.; Benyahia, H. Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy: Case of ducted tidal turbine. *Energy Rep.* **2018**, *4*, 31–40. [[CrossRef](#)]
- El-Katiri, L. *Les Atouts du Maroc dans le Domaine de l’Energie Verte/Morocco’s Green Energy Opportunity*; OCP Policy Centre: Rabat, Morocco, 2016.
- Amry, Y.; El Gaidi, M.; Nachtane, M. Design and optimization of a smart meter to meet the growing needs of energy in Morocco. In Proceedings of the 2016 International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC), Marrakech, Morocco, 14–17 November 2016; pp. 1115–1118.
- Manasseh, R.; Sannasiraj, S.A.; McInnes, K.L.; Sundar, V.; Jaliha, P. Integration of wave energy and other marine renewable energy sources with the needs of coastal societies. *Int. J. Ocean Clim. Syst.* **2017**, *8*, 19–36. [[CrossRef](#)]
- Hassoon, O.H.; Tarfaoui, M.; El Moumen, A.; Benyahia, H.; Nachtane, M. Numerical Evaluation of Dynamic Response for Flexible Composite Structures under Slamming Impact for Naval Applications. *Appl. Compos. Mater.* **2017**, 1–18. [[CrossRef](#)]
- Amegroud, T. *Morocco’s Power Sector Transition: Achievements and Potential*; Istituto Affari Internazionali: Roma, Italy, 2015.
- Sotillo, M.G.; Lorente, P.; Levier, B.; Drevillon, M.; Chanut, J.; Amo Baladrón, A. Quality Information Document for Atlantic—Iberian Biscay Irish—Ocean Physics Analysis and Forecasting Product. Available online: <http://marine.copernicus.eu/services-portfolio/access-to-products/> (accessed on 30 November 2017).
- Lecornu, F.; Pineau-Guillou, L.; Dumas, F.; Le Traon, P.Y.; Gohin, F.; Menesguen, A. PREVIMER: A coastal operational oceanography system coupled to the Copernicus Marine Service. In Proceedings of the GODAE

- OceanView Symposium 2013 5 years of GODAE OceanView—Current Progress and Future Priorities, Baltimore, MD, USA, 4–6 November 2013.
21. Rusu, E. Evaluation of the wave energy conversion efficiency in various coastal environments. *Energies* **2014**, *7*, 4002–4018. [[CrossRef](#)]
  22. NOVELTIS'Global Marine Tidal Currents. Available online: <http://tips.noveltis.com/> (accessed on 30 November 2017).
  23. Nachtane, M.; Tarfaoui, M.; Saifaoui, D. Matériaux Composites Pour les Energies Marines Renouvelables. Available online: <https://www.editions-ue.com/> (accessed on 21 December 2017).
  24. Aroussy, Y.; Nachtane, M.; Saifaoui, D.; Tarfaoui, M.; Farah, Y.; Abid, M. Using renewable energy for seawater desalination and electricity production in the site ocp Morocco. *J. Sci. Arts* **2016**, *16*, 395–406.
  25. Nachtane, M.; Tarfaoui, M.; El Moumen, A.; Saifaoui, D. Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads. *Compos. Struct.* **2017**, *170*, 146–157. [[CrossRef](#)]
  26. Blunden, L.S. New Approach to Tidal Stream Energy Analysis at Sites in the English Channel. Ph.D. Thesis, University of Southampton, Southampton, UK, 2009.
  27. Chen, W.B.; Liu, W.C.; Hsu, M.H. Modeling evaluation of tidal stream energy and the impacts of energy extraction on hydrodynamics in the Taiwan Strait. *Energies* **2013**, *6*, 2191–2203. [[CrossRef](#)]
  28. Allouhi, A.; Zamzoum, O.; Islam, M.R.; Saidur, R.; Kousksou, T.; Jamil, A.; Derouich, A. Evaluation of wind energy potential in Morocco's coastal regions. *Renew. Sustain. Energy Rev.* **2017**, *72*, 311–324. [[CrossRef](#)]
  29. Liberti, L.; Carillo, A.; Sannino, G. Wave energy resource assessment in the Mediterranean, the Italian perspective. *Renew. Energy* **2013**, *50*, 938–949. [[CrossRef](#)]
  30. Arena, F.; Laface, V.; Malara, G.; Romolo, A.; Viviano, A.; Fiamma, V.; Sannino, G.; Carillo, A. Wave climate analysis for the design of wave energy harvesters in the Mediterranean Sea. *Renew. Energy* **2015**, *77*, 125–141. [[CrossRef](#)]
  31. Hilmi, K.; Orbi, A.; Makaoui, A.; Bouksim, H.; Idrissi, M.; Ettahiri, O.; Benyounes, A.; Ait Chattou, M. Circulation marine de la baie de Dakhla (Sud du Maroc) par modèle hydrodynamique 2D. *Eur. Sci. J.* **2017**, *13*, 69–82.
  32. Jayed, M.; Benbrahim, S.; Bakkas, S.; Ramdani, M.; Flower, R. Accumulation of Organochlorines in the European Clam (*Ruditapes decussatus*) and Sediment of the Oualidia Lagoon (Morocco). *Bull. Environ. Contam. Toxicol.* **2015**, *94*, 614–621. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)]
  33. A l'Approche du Détroit de Gibraltar. Available online: <http://sailing.morisseauconsulting.com/a-lapproche-du-detroit-de-gibraltar/> (accessed on 30 December 2017).



© 2018 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

# Chapitre III

## Conception et évaluation des performances hydrodynamiques d'une hydrolienne

### Sommaire

---

<b>III.1 Introduction</b> . . . . .	<b>90</b>
<b>III.2 Méthodes numériques d'étude du comportement hydrodynamique des hydroliennes</b> . . . . .	<b>90</b>
III.2.1 Méthode de l'élément de pale couplée au bilan de quantité de mouvement(BEMt) . . . . .	91
III.2.2 Calcul CFD . . . . .	92
<b>III.3 Hydrodynamique des hydrofoils</b> . . . . .	<b>94</b>
III.3.1 Forces agissant sur les pales de l'hydrolienne . . . . .	96
III.3.2 Écoulement sur une surface portante . . . . .	97
III.3.3 Exigences et procédure de conception des hydroliennes . . . . .	99
III.3.3.1 Solidité . . . . .	100
III.3.3.2 Encrassement biologique (Bio-fouling) . . . . .	101
III.3.3.3 Cavitation . . . . .	102
<b>III.4 Hydrofoils : État de l'art</b> . . . . .	<b>103</b>
<b>III.5 Résultats et discussion</b> . . . . .	<b>104</b>
III.5.1 Conception et optimisation d'un nouvel hydrofoil NTSXX20	106
III.5.2 Caractéristiques hydrodynamiques du NTSXX20 par rapport à d'autres hydrofoils . . . . .	107
III.5.3 Prédiction des performances d'une hydrolienne à axe horizontal en utilisant la méthode BEM . . . . .	110

III.5.3.1 Coefficient de puissance . . . . .	110
III.5.3.2 Coefficient de couple . . . . .	117
III.5.3.3 Coefficient de poussée . . . . .	118
III.5.4 Analyse CFD de l'écoulement autour du profil NTSXX20	118
<b>III.6 Conclusion . . . . .</b>	<b>126</b>
<b>III.7 Références . . . . .</b>	<b>127</b>

---



### **III.1 Introduction**

L'objectif principal de ce chapitre est de présenter les performances hydrodynamiques d'un nouveau concept de l'hydrofoil pour la pale d'hydrolienne à axe horizontal (HAH), pour cela une méthodologie de conception est proposée suite à la validation de l'outil numérique et la comparaison des résultats avec des mesures expérimentales issues de la littérature. Une synthèse bibliographique des travaux portant sur la problématique hydrodynamique des hydroliennes a été présentée. Parmi les points abordés dans ce chapitre : Les différents outils numériques adoptés pour étudier le comportement hydrodynamique des hydroliennes, hydrodynamique fondamentale de l'hydrofoil, modélisation physique et modélisation numérique. Ensuite on expliquera le processus de conception utilisé pour concevoir un hydrofoil. Le but de la conception est d'avoir une hydrolienne qui maintiendra un coefficient de puissance élevé. La turbine a été conçue à l'aide du logiciel de conception des pales (QBlade), qui inclut également les fonctionnalités XFOIL et BEM. D'autre part, Une analyse CFD bidimensionnelle du nouvel hydrofoil a été présentée. Elle constitue un point de départ pour la conception d'une hydrolienne à axe horizontal tridimensionnelle. Les simulations 2D sont vérifiées par rapport à la littérature à une vitesse d'eau constante.

### **III.2 Méthodes numériques d'étude du comportement hydrodynamique des hydroliennes**

Contrairement à l'industrie éolienne, où les turbines à trois pales sont devenues omniprésentes, les conceptions optimales en matière d'énergie marine varient considérablement. Bien qu'il soit possible d'économiser beaucoup le temps et d'argent en utilisant les tests expérimentaux d'une hydrolienne au lieu de tester immédiatement des prototypes dans l'eau, on peut réaliser d'autres économies en utilisant la modélisation numérique. Sachant que les simulations numériques minimisent le temps et permettent d'effectuer une étude paramétrique pour évaluer et prédire les performances hydrodynamiques d'une hydrolienne et visualiser le sillage. . . , La recherche d'un modèle correct et approprié est devenue le principal obstacle pour les chercheurs, c'est la raison pour laquelle le nombre d'essais et de vérifications avant l'utilisation des méthodes numériques a augmenté. Une revue de la littérature a été réalisée pour déterminer les approches numériques les plus courantes pour l'étude des écoulements des hydroliennes. Il a été constaté que deux approches sont principalement utilisées pour l'analyse des turbines : le modèle BEM (Blade-Element

Momentum) et le modèle CFD (Computational Fluid Dynamics).

### III.2.1 Méthode de l'élément de pale couplée au bilan de quantité de mouvement(BEMt)

La méthode BEM a été introduite par Froude en 1878 [1] . Elle a ensuite été développée et appliquée par Glauert pour l'analyse des hélices d'avion [2] . Cette méthode utilise principalement la même théorie élément-pale où une pale du rotor a été divisée en sections plus petites où les forces individuelles seront calculées, la somme de toutes les forces agissant sur chaque section sera la force agissant sur la pale. La modélisation BEM a ensuite été intégrée dans la conception des éoliennes et des hydroliennes, en premier lieu par Sorensen, qui utilise des données extrapolées de portance et de traînée de surfaces aérodynamiques sur  $360^\circ$  comme entrées pour l'analyse numérique. Cette technique est encore utilisée dans l'industrie éolienne jusqu'à nos jours [3] . Manwell et al. (2002)[4] ont suggéré de calculer les forces sur la pale de rotor pour diverses vitesses, vitesse angulaire et angle de tangage. Ils ont démontré qu'une pale peut être divisée en un nombre  $N$  de sections en supposant que chaque section est indépendante des autres sections, et que la portance et la traînée sur chaque section de la surface portante définissent la force exercée. La figure III.1 montre différentes sections d'une pale du rotor et de sa vitesse angulaire.

Où  $c$  est la longueur de la corde de la surface portante,  $dr$  est la longueur radiale

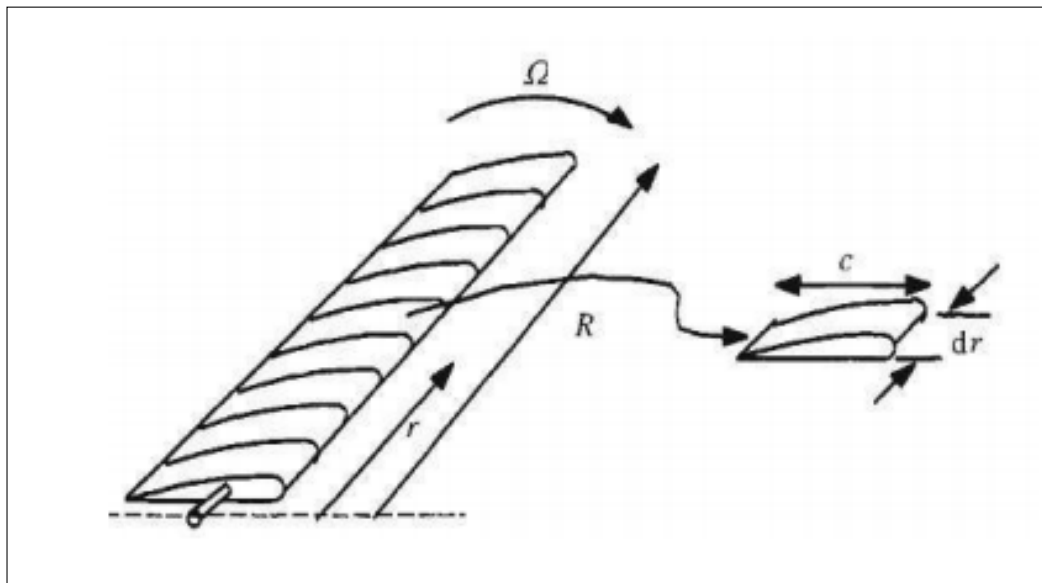


FIGURE III.1 – Illustration des sections de pales [4] .

de la section de pale (m),  $r$  le rayon du rotor (m) et  $\Omega$  la vitesse angulaire du rotor

(rad/s).

Master et al. [5] a intégré la méthode BEM pour la conception du rotor et prouvant qu'elle peut être utilisée pour calculer les performances des hydroliennes, des facteurs de correction pour les pertes du moyeu utilisant la BEM ont également été présentés car ces paramètres ne sont pas inclus dans l'algorithme principal de BEM. Bahaj et al. [6] a également validé BEM avec l'utilisation des résultats expérimentaux. BEM a été intégré à de nombreux logiciels de conception des éoliennes et hydroliennes. Parmi ces logiciels on trouve QBlade, un logiciel open source pour éoliennes qui intègre BEM avec XFOIL et l'extrapolation polaire à un solveur de performances de rotor complet. Le solveur BEM de QBlade est exploré dans ce document en tant qu'outil pour la conception et l'analyse de performance des hydroliennes. L'analyse des performances de HAH à l'aide de BEM a déjà été effectuée par un certain nombre de chercheurs. Chen et al. [7] ont fait une combinaison de BEM et de CFD pour une simulation des performances d'un HATT commercial de 6,2 m, montrant qu'il a un coefficient de puissance maximale de 47% à la  $TSR = 7$ . Lee et al. [8] ont analysé l'effet des pales adaptatives sur la performance. Il a été découvert que la turbine capte 2,5% plus d'énergie de l'eau et que la réduction du coefficient de poussée a été réduite de 14,5%. Malki et al. [9] ont déclaré que dans la méthode BEM, les forces qui sont moyennées sur la pale ne tiennent compte d'aucun écoulement perpendiculaire au profil de la pale. Ce problème est traité par d'autres méthodes numériques, à savoir la dynamique des fluides numérique (CFD). En ce qui concerne les effets de flux instables dans les éoliennes et les hydroliennes, plusieurs améliorations ont été apportées à la méthode BEM afin de capturer les effets instables au fil des années.

### III.2.2 Calcul CFD

Bien qu'une large utilisation de la méthode BEM pour la conception et l'analyse des hydroliennes ait été validée par des comparaisons expérimentales et numériques, elle nécessite une aide supplémentaire, en particulier lorsqu'elle est utilisée pour étudier des problèmes spécifiques liés à la pale, écoulement sur la pale elle-même et la physique de l'écoulement dans les sections de la pale. La dynamique des fluides numérique (CFD) a été utilisée et développée pour servir d'outil supplémentaire et / ou alternatif permettant de poursuivre les recherches sur des problèmes spécifiques liés aux performances des hydroliennes. Il existe différentes méthodes de CFD utilisées dans l'étude des éoliennes et des hydroliennes. Chacune varie en fonction de la façon dont le flux du fluide a été modélisé et résolu, ainsi que la précision et le temps du calcul. La méthode la plus intensive en calcul est la simulation numérique directe (DNS). Cette méthode résout l'équation complète de Navier-Stokes pour

tous les éléments du domaine informatique, du plus petit au plus grand tourbillon, ce qui nécessite une très grande puissance et une très longue durée de traitement. La simulation numérique RANS (Reynolds-Averaged Numerical Simulation) utilise l'équation de Navier-Stokes à moyenne temporelle pour réduire le nombre d'équations à résoudre par pas de temps afin de permettre une simulation plus rapide. Les modèles de turbulence sont développés pour fournir des équations supplémentaires à l'équation de RANS incompressible avec l'hypothèse de Boussinesq. Le Spalart-Allmaras (SA) utilise un modèle à une équation, résolvant directement la viscosité des turbulences, ce qui en fait le modèle le plus économique et le plus rapide disponible. SA a été conçu pour être utilisé dans les applications aérospatiales, mais il est connu moins précis par rapport aux autres modèles de turbulence pour prédire la portance et la traînée sur les pales aérodynamiques, en particulier dans la zone de décrochage, comme indiqué par Geize et al [10]. Ces derniers ont utilisés sur l'écoulement autour d'une surface plane NACA 0015 pour montrer que Le SA est moins performant aux modes de turbulence à deux équations  $k - \epsilon$  et  $k - \omega$  [11]. Le modèle  $k - \omega$  est un modèle à deux équations qui utilise deux équations de transport différentes pour l'énergie cinétique turbulente ( $k$ ) et le taux de dissipation ( $\epsilon$ ) pour résoudre la viscosité tourbillonnaire. On savait que le modèle standard était bon pour les débits à fort coefficient de Reynolds qui est très utile pour les applications hydroliennes [10], mais pose des problèmes pour prévoir les gradients de pression et les séparations de débits défavorables.

La modélisation du sillage dans les hydroliennes a également été réalisée à l'aide de simulations CFD, Batten et al. [12] ont présentés les résultats d'un modèle CFD bidimensionnel montrant comment le sillage en amont modifie l'intensité de la turbulence incidente en aval. Il a été déclaré qu'une turbine située 10D en aval avait la même intensité de turbulence que celle de la première turbine. Kang et al. [13] ont utilisés la méthode LES (Large Eddy simulation) pour modéliser le flux de simulation 3D complet d'une hydrolienne. La méthode LES a été utilisée avec la méthode CURVIB développée par les auteurs du document. Deux séries de simulations ont été réalisées. Le premier utilise un rotor isolé et le second est une simulation complète de la turbine. En termes de coefficients de puissance, les résultats de deux simulations étaient similaires, ce qui suggère que les champs de pression près des pales qui génèrent un couple extrayant de la puissance disponible de l'eau, ne sont pas significativement affectés par les autres parties de la turbine. Cela suggère également que la simulation d'un rotor isolé est suffisante pour prédire la puissance dans la géométrie de la turbine utilisée. Les résultats de la simulation LES ont également produit des structures 3D en haute résolution présentées à l'aide du critère ( $\lambda_2$ ), ce

qui concorde avec les résultats observés par Afgan et al. [14]. Une image à haute résolution du rotor isolé et de la turbine sont présentés à la figure III.2 [13].

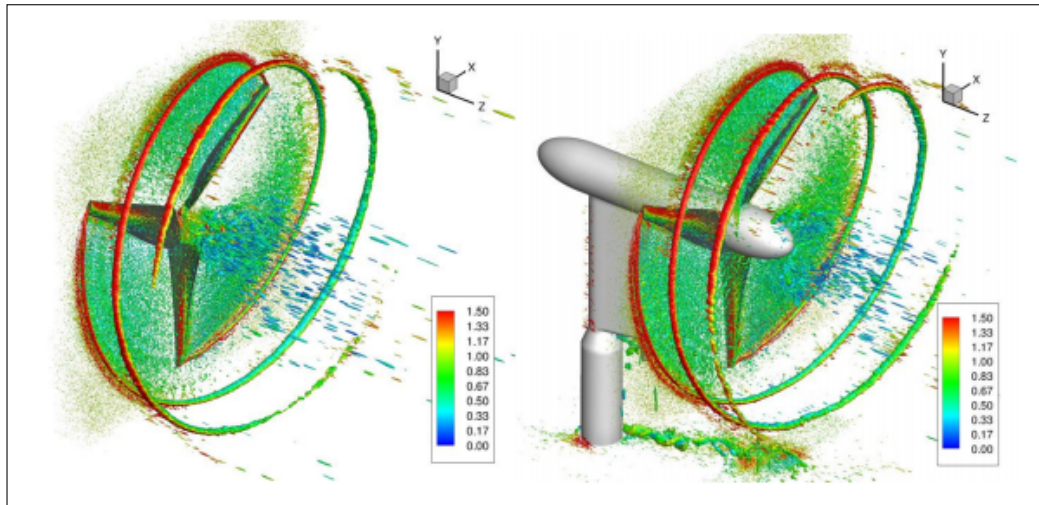


FIGURE III.2 – Simulation LES du rotor isolé et de la turbine [13].

### III.3 Hydrodynamique des hydrofoils

L'hydrofoil est un élément essentiel de l'hydrolienne qui aide à transformer l'énergie cinétique en énergie mécanique et leur excellente conception contribue à augmenter la performance globale de la pale. Les hydrofoils sont les sections d'une pale de turbine présentant certaines formes géométriques spécifiques, qui génèrent des forces telles que la traînée, la portance, le couple dû à l'interaction entre le fluide environnant et la pale. Les pales de l'hydrolienne sont sectionnées sous la forme de plusieurs hydrofoils afin de générer de l'énergie mécanique à partir de l'eau de mer. La longueur et l'épaisseur de la surface portante sont les paramètres importants pour obtenir la puissance mécanique souhaitée du rotor. Une surface portante comporte de nombreux termes pour la caractériser. Ceci peut être démontré à la figure III.3. Habituellement, il n'y a pas d'hydrofoil existant qui répond à toutes les conditions, ou le fabricant pense qu'il peut concevoir quelque chose de nouveau avec des performances améliorées. A partir de ce point, chaque fabricant a sa propre approche et ses propres outils pour les concevoir. Plusieurs méthodologies peuvent être adoptées, certains aiment employer une technique de conception inverse (comme le code d'Eppler) suggérée par Lighthill et communément promue par Eppler pour ordonner les paramètres d'écoulement et obtenir la forme résultante (hydrofoil) du code en modifiant de façon itérative la répartition de la pression sur la surface de l'hydrofoil

[15] . D'autres préfèrent utiliser un hydrofoil de départ et utiliser des codes d'analyse (ou une soufflerie) pour procéder par essais afin d'obtenir une excellente forme d'hydrofoil [16] . Il ressort de la figure ci-dessus que les pales aérodynamiques ont

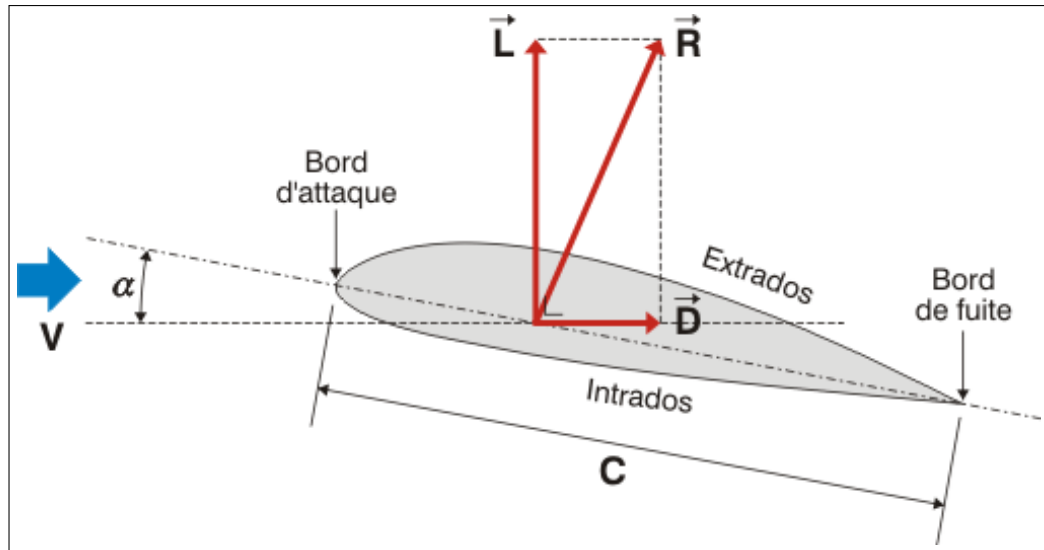


FIGURE III.3 – Caractéristique du profil hydrodynamique.

des paramètres géométriques importants qui ont une incidence sur les performances hydrodynamiques de la pale, notamment les bords d'attaque et de fuite, l'épaisseur, la longueur de la corde et l'angle d'attaque. Il existe de nombreuses familles de surfaces aérodynamiques ,figure III.4, telles que les séries à cinq chiffres, les séries à six chiffres, etc.

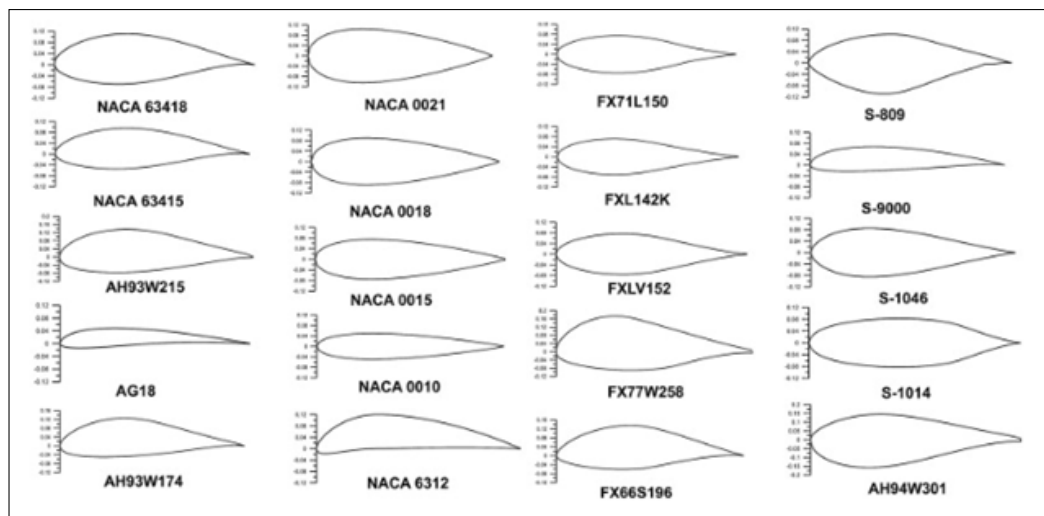


FIGURE III.4 – Différentes familles de profils symétriques et non symétriques [17] .

### III.3.1 Forces agissant sur les pales de l'hydrolienne

L'écoulement d'eau sur l'hydrofoil génère des forces qui sont réparties sur la surface portante. Lorsque la vitesse du fluide augmente sur cette surface, la «surface convexe» réduit la pression côté «aspiration». Les forces agissant sur un hydrofoil lorsqu'il est soumis à un écoulement avec le triangle de vitesse correspondant sont présentées à la figure III.5. la vitesse relative vue par la pale ( $V_{rel}$ ) peut être exprimée

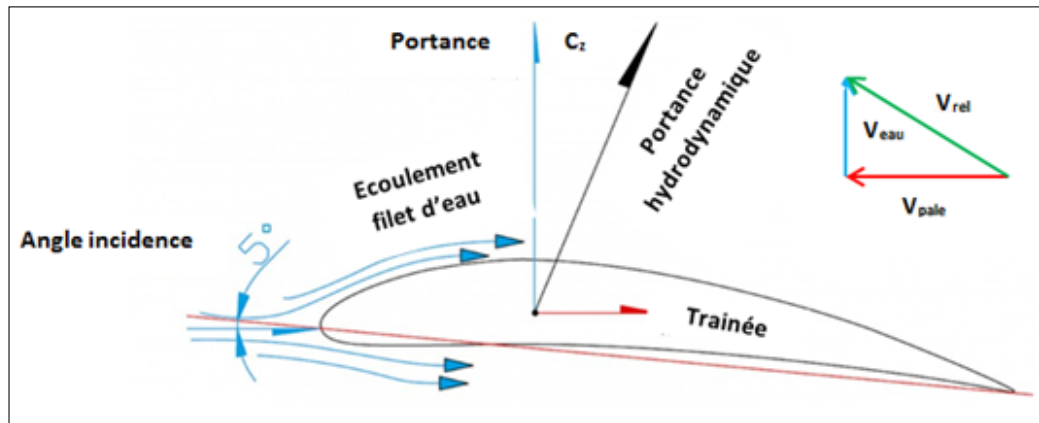


FIGURE III.5 – Forces hydrodynamique agissant sur le profil hydrodynamique.

par la somme vectorielle de la vitesse de l'eau ( $V_{eau}$ ) et la vitesse de rotation de la pale ( $V_{pale}$ ). ( $V_{pale}$ ) est exprimée comme  $\omega R$  ou  $\omega$  est la vitesse de rotation de la turbine et  $R$  est le rayon ou la vitesse est prise.

$$V_{rel} = V_{pale} + V_{eau} \quad (III.1)$$

Lorsqu'un hydrofoil est soumis à un écoulement, ( $V_{rel}$ ) agit sur la géométrie de l'hydrofoil en provoquant une différence de pression entre l'extrados (côté supérieur) et l'intrados (côté inférieur). En général, les hydrofoils sont conçus pour avoir une pression plus élevée qui est traduit par une force perpendiculaire à la vitesse relative appelée force de portance,  $F_{portance}$ . Il y aura également une force qui agira parallèlement à la direction de la vitesse relative qui sera le résultat de la résistance de l'hydrofoil au mouvement du fluide appelé la force de trainée,  $F_{trainée}$ . Ces forces sont habituellement converties en nombres sans dimension appelés coefficient de portance ( $C_L$ ) et coefficient de trainée ( $C_D$ ) et le coefficient du moment ( $C_m$ ).

$$C_L = \frac{L}{0.5\rho V^2 A} \quad (III.2)$$

$$C_D = \frac{D}{0.5\rho V^2 A} \quad (III.3)$$

$$C_m = \frac{M}{0.5\rho V^2 A} \quad (\text{III.4})$$

Où  $\rho$  est la densité de l'eau de mer (kg/m<sup>3</sup>),  $V$  est la vitesse non uniforme de l'eau de mer (m/s),  $A$  est l'aire des pales de turbine (m<sup>2</sup>),  $L$  et  $D$  et  $M$  est la force de portance, trainée et le couple respectivement.

Avant de passer aux sections principales de cette thèse, une bonne compréhension des théories de base et des informations concernant les hydroliennes à axe horizontal doit être établie. Cela inclut les propriétés d'écoulement, l'hydrodynamique fondamentale de l'hydrofoil et de la turbine, ainsi que la production d'énergie. L'un des paramètres les plus importants pour décrire un flux est le nombre de Reynolds  $Re$ . Il a été dérivé pour la première fois par Osborne Reynolds en 1833 et est défini comme le rapport entre la force d'inertie dans l'écoulement et la force visqueuse correspondante [18]. Pour un hydrofoil,  $Re$  peut être défini comme :

$$Re = \frac{\rho V_{rel} D}{\mu} = \frac{V_{rel} D}{\nu} \quad (\text{III.5})$$

où  $\rho$  est la densité du fluide, ( $V_{rel}$ ) est la vitesse relative du fluide,  $\mu$  est la viscosité dynamique,  $D$  est la corde de l'hydrofoil et  $\nu$  est la viscosité cinématique.

$Re$  est important dans la classification de la couche limite dans un hydrofoil. Pour le faible nombre de  $Re$ , la couche limite est laminaire où les forces visqueuses dominent toujours. Le flux se caractérise par un changement de vitesse uniforme dans le flux loin de la paroi. À mesure que pour la grande valeur de  $Re$  augmente, il arrivera un moment où la force visqueuse ne pourra plus retenir la vitesse d'écoulement dans les couches ; le fluide commencera à tourner et les forces d'inertie vont dominer, ce qui rendra la couche limite turbulente. Pour un fluide newtonien, où la viscosité du fluide reste constante avec une vitesse de cisaillement par exemple l'eau,  $Re$  est utilisé pour l'identification de le type d'écoulement soit : laminaire, transition, turbulente. Pour  $Re \leq 2300$ , le flux est classé comme laminaire, tandis que pour  $Re \geq 4000$ , il est considéré comme turbulent. Si  $Re$  est compris entre 2300 et 4000, l'écoulement est dit en transition d'un écoulement laminaire à un écoulement turbulent.  $Re$  est également un paramètre important lorsqu'on discute des conditions de fonctionnement des hydroliennes. La performance d'un hydrofoil dépend de  $Re$ . Par conséquent, les performances d'une hydrolienne dépendent également de  $Re$ .

### III.3.2 Écoulement sur une surface portante

Les forces hydrodynamiques de trainée, de portance et de moment sont générées en raison des différences de pression sur la surface portante et de la résistance avec



l'eau de mer. Ces différences de pression sont dues aux altérations de la vitesse de l'eau, que l'on peut comprendre en utilisant le théorème de Bernoulli [19]. Cela peut être montré comme :

$$P + \frac{1}{2}\rho V^2 = constant \quad (III.6)$$

Où  $P$  est la pression statique de l'eau de mer et  $V$  est la vitesse d'écoulement. Lorsque le débit d'eau augmente autour du bord d'attaque cylindrique, il en résulte une chute de pression et une inclinaison de pression négative. Lorsque le flux d'eau avance vers le bord de fuite, la vitesse diminue et la pression augmente, figure III.6, ce qui se termine par l'inclinaison de la pression positive. Pour la conception de la surface portante donnée, si la vitesse de l'eau, son angle d'attaque, la pression de l'eau est plus élevée à la surface supérieure et dépasse également la force de gravité qui se traduit par la force de portance. La force de traînée est générée en raison de la répartition inégale de la pression sur la surface portante et de la résistance entre le flux de vitesse de l'eau et la surface portante. Les variations de pression de l'eau sur la surface portante sont représentées par l'équation de Bernoulli, selon laquelle l'augmentation de la vitesse de l'eau implique une diminution de la pression. L'exi-

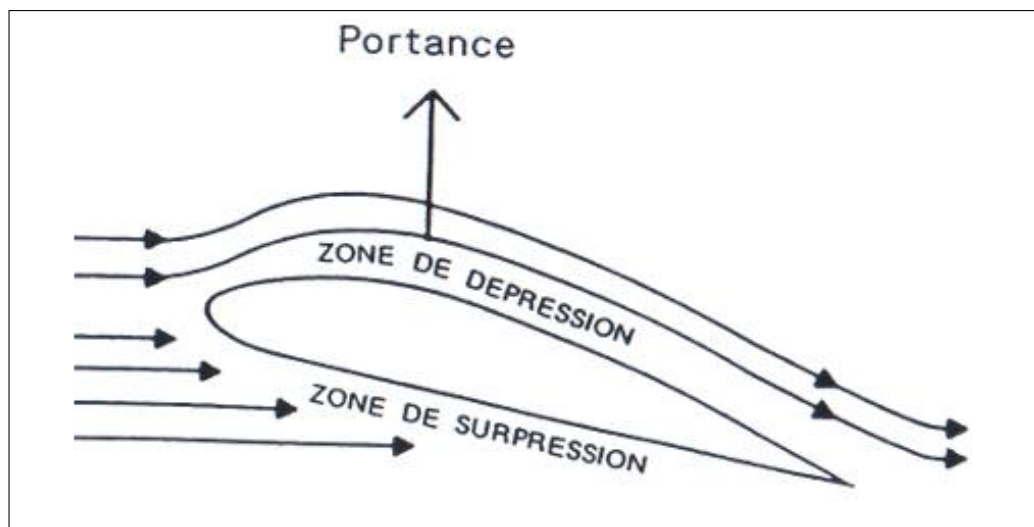


FIGURE III.6 – Distribution de pression sur la surface de l'hydrofoil.

gence fondamentale lors de la conception des pales des hydroliennes est de convertir l'énergie cinétique disponible dans l'eau de mer en couple, tout en maintenant sa résistance structurelle. Ces pales sont conçues pour fonctionner dans un environnement marin agressif, ainsi que pour des débits non uniformes. Un écoulement instable provoque des variations des contraintes de cisaillement à travers le rotor, comme la couche limite turbulente où la vitesse de l'eau et sa direction varient dans l'espace et dans le temps.

### III.3.3 Exigences et procédure de conception des hydroliennes

La procédure de conception d'une hydrolienne commence par le choix de différents paramètres et du profil choisi. Ensuite, une forme de base de la pale est définie en supposant que les pales ne subissent aucune effet de sillage. La forme et l'efficacité de la pale finale sont mesurées en examinant la traînée, la portance, les pertes et le couple. La production d'électricité avec une hydrolienne est très similaire à celle d'une éolienne dans laquelle la turbine extrait l'énergie d'un flux de fluide en mouvement. La puissance théorique totale en eau ( $P_a$ ) pouvant être exploitée à partir d'un courant de marée dépend de la vitesse du courant ( $V_{eau}$ ), de la densité du fluide  $\rho$  et de la surface du dispositif d'extraction ( $A$ ) [20]. La pression théorique peut être exprimée comme :

$$P_a = \frac{1}{2}\rho AV_{eau}^3 \quad (III.7)$$

Le couple qui sera produit par l'interaction des forces hydrodynamiques agissant sur une pale ( $T_{pale}$ ) multiplié par le nombre de pales ( $n$ ) et la vitesse de rotation de la turbine  $\omega$  est égal à la puissance générée par la turbine ( $P_e$ ) exprimée par :

$$P_e = T_{turbine}\omega = nT_{pale}\omega \quad (III.8)$$

Le rapport  $(P_e)/(P_a)$  est défini comme le coefficient de performance ( $C_p$ ) qui est utilisé comme le rendement d'une turbine. Il est généralement comparé au rapport de vitesse de pointe ( $TSR$ ) pour compléter la courbe  $((C_p)-TSR)$ , également appelée courbe de performance de la turbine.  $TSR$  est défini comme le rapport de la vitesse tangentielle à l'extrémité de la pale à la vitesse réelle de l'écoulement. La courbe de performance d'une turbine est utilisée pour caractériser la turbine et constitue également un élément essentiel de la conception de la turbine. Le  $(C_p)$  théorique maximum a été établi à  $16/27$  et est appelé la limite de Betz du nom d'Albert Betz qui l'a dérivée dans les années 1920 [21]. En 2014, Vogel a évoqué la possibilité que la limite de Betz puisse être dépassée théoriquement pour les hydroliennes, étant donné que la limite est calculée uniquement pour l'extraction d'énergie cinétique, tandis que les hydroliennes peuvent également tirer de l'énergie potentielle [22].

$$C_p = \frac{P_e}{P_a} \quad (III.9)$$

$$TSR = \frac{\omega R_{blade}}{V_{water}} \quad (III.10)$$

Une conception optimale de la pale doit répondre à un large éventail des conditions afin d'obtenir de bonnes performances d'hydrolienne :

- Maximiser le rendement énergétique annuel pour la vitesse spécifiée.
- Début de la cavitation retardée.
- Résister aux charges ultimes et à la fatigue et réduire les déformations.
- Minimiser le poids et le coût.
- Comportement au décrochage et coefficient de portance maximal.
- Robustesse à la rugosité.

Une conception optimale nécessite à la fois l'analyse hydrodynamique et l'analyse structurale. L'objectif principal de la conception des hydrofoils est d'augmenter le coefficient de portance et de réduire le coefficient de traînée et le coefficient de moment. D'autre part, l'épaisseur maximale de l'hydrofoil et l'épaisseur maximale de l'emplacement de la corde sont les paramètres les plus importants pour développer la conception optimale des hydroliennes du point de vue structurel. De plus, une résistance suffisante aux chocs, une résistance à la corrosion et allègement de la structure sont également des exigences importantes pour les hydroliennes et peuvent être satisfaites par l'utilisation de matériaux de haute performance tels que les matériaux composites qui offrent un compromis entre endurance, efficacité, coût et poids [23-26] .

### III.3.3.1 Solidité

La solidité peut être définie comme la zone balayée par la turbine et principalement affectée par le nombre de pale. Il a été déclaré que dans les éoliennes, l'augmentation du nombre de pale augmenterait le coefficient de puissance de la turbine [27] . Des observations similaires pour les hydroliennes ont été observées par Morris [28] qui a utilisé la méthode de CFD pour examiner les effets de la solidité sur les performances. La figure III.7 montre l'effet de l'augmentation de la solidité par l'ajout de pale du rotor pour l'hydrolienne issue du travail de Morris. On peut constater qu'au fur et à mesure que le nombre de pale augmente, le  $C_P$  maximum augmente également, bien que la courbe de performance de la turbine devienne plus étroite. Pour Morris , l'augmentation de  $C_P$  pour un nombre de pale de 3 à 4 n'est que d'environ 4,5% à 4,8%, ce qui est inférieur à celle observée d'environ 10,8% à 11,5% lorsque le nombre de pales est augmenté de 2 à 3. Il a également été indiqué que pour l'hydrolienne à axe horizontal utilisé dans les recherches de Morris, les rotors à plus haute solidité devront résister à des charges plus faibles dans le cas de l'endommagement et la poussée augmentera à mesure que le nombre de pales diminuera.

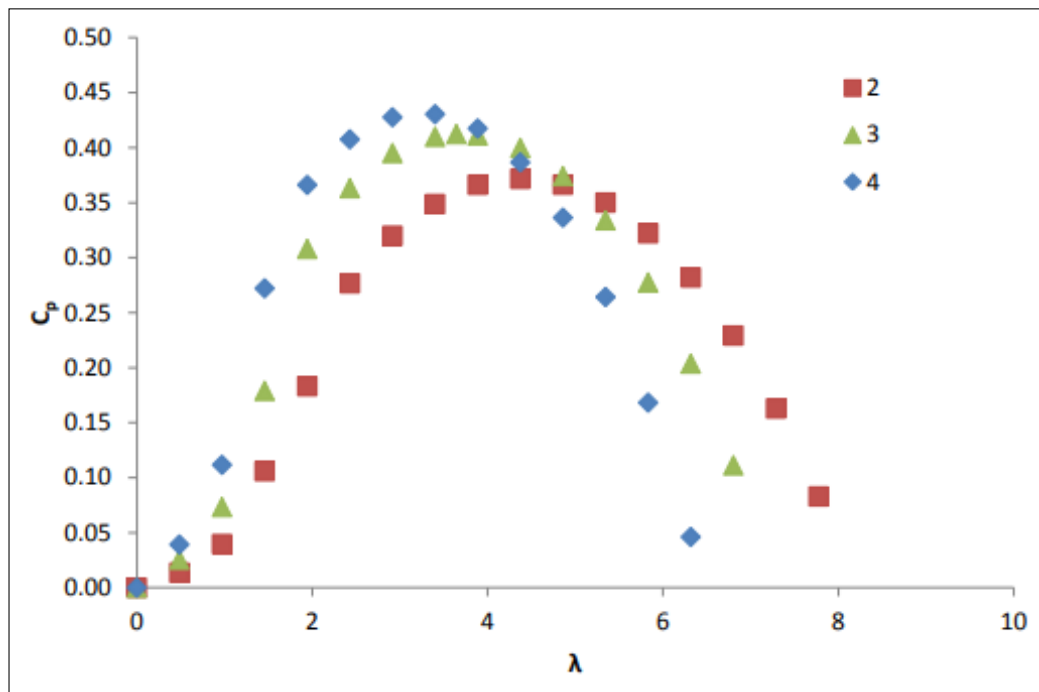


FIGURE III.7 – Effet de la solidité en termes de nombre de pales pour HAH.

### III.3.3.2 Encrassement biologique (Bio-fouling)

L'un des principaux facteurs influant sur la conception des hydroliennes est le choix des matériaux pour la pale. Les principaux problèmes rencontrés par les structures immergées dans l'eau : La corrosion, la croissance de l'encrassement et les particules en suspension abrasives. Parmi les trois, l'encrassement biologique est la cause la plus fréquente de dégradation des performances des structures marines due à la rugosité de la surface. Dans le cas le plus défavorable, il peut même détruire la pale en raison de l'érosion [29]. L'encrassement marin est provoqué par le dépôt de microparticules à la surface de la structure qui colonisera éventuellement certaines parties de la pale. Cela dépend de la profondeur de l'eau, de la température et de la salinité et peut donc varier d'un site à l'autre. Malgré sa dépendance géographique, Hellio et al. [30] ont déclaré qu'à 5 m sous l'eau, les systèmes marins seront recouverts d'un encrassement, en particulier des parties à faible vitesse telles que le pied de pale et le moyeu du rotor, quel que soit leur emplacement. L'encrassement peut être évité en utilisant des revêtements anti-encrassement. Yebra et al. [31] ont présenté les caractéristiques de ces deux revêtements en termes de rendement de la turbine en immersion dans le temps avec le revêtement. La peinture biocide n'aura pas de chute significative au cours des premières années d'installation, mais une chute importante se produira au bout de 2 à 3 ans. Les revêtements anti-salissures peuvent

avoir un rendement soudain décroissant pendant les premières années, mais finiront par s'auto-nettoyer et retrouveront leur efficacité. Yebra et al. [31] ont également présenté une étude sur les effets de trois mécanismes d'encrassement différents (trois situations sur trois revêtements différents) sur la performance des hydroliennes. Les résultats ont montré une diminution d'environ 7,5%, 22,5% et 40% de la puissance journalière produite après une exposition de 5 ans pour les trois revêtements, respectivement. Chen a même déclaré qu'une perte d'efficacité de 70% pouvait entraîner une perte d'efficacité de 70% [32].

### **III.3.3.3 Cavitation**

Parmi les points de différence entre l'éolienne et l'hydrolienne est la cavitation, mis à part le bio-fouling. Si l'encrassement biologique se produit généralement sur les surfaces des pales à faible vitesse, la cavitation se produit principalement près des zones à mouvement rapide des pales. La pression statique va soudainement chuter du fait de l'augmentation de la charge dynamique à l'emplacement des vitesses élevées et entraînera la formation de bulles de vapeur [33]. Donc, une pale rugueuse diminuera l'efficacité de la pale car elle modifie la forme du profil hydrodynamique, en particulier si la rugosité se produit près de l'extrémité de la pale où le maximum de production d'énergie est généré. En plus la cavitation cause des dommages mécaniques, figure III.8 aux pales de la turbine, diminue ses performances, réduit le coefficient de portance et augmente le coefficient de traînée. Le phénomène de cavitation dépend principalement du coefficient de pression [34]. Bahaj et al. [35] approuvent l'idée des effets négatifs de la cavitation sur l'extraction de puissance de l'hydrolienne, mais précisent que cela dépend toujours de la conception de la pale. Il a également été suggéré que pour l'hydrolienne testée dans le cadre de ses travaux de recherche, la vitesse de pointe des pales devrait être inférieure à 7 m/s pour prévenir la cavitation. Barber et al. [36] ont effectué un certain nombre d'analyses numériques à l'aide d'un solveur BEM-FEM pour examiner la réponse des pales à la cavitation. Il a été déclaré que la réponse de la pale est indépendante de l'orientation du matériau. Il a également été constaté que la cavitation de l'hydrolienne testée avait été observée dans les conditions de fonctionnement normales de la turbine. En termes de design moderne, il a été trouvé par Nicholls et al. [8] que les pales adaptatives de turbine qui peuvent changer ou s'adapter en fonction des conditions d'écoulement, diminuent le risque de cavitation dans leur analyse BEM d'une hydrolienne.

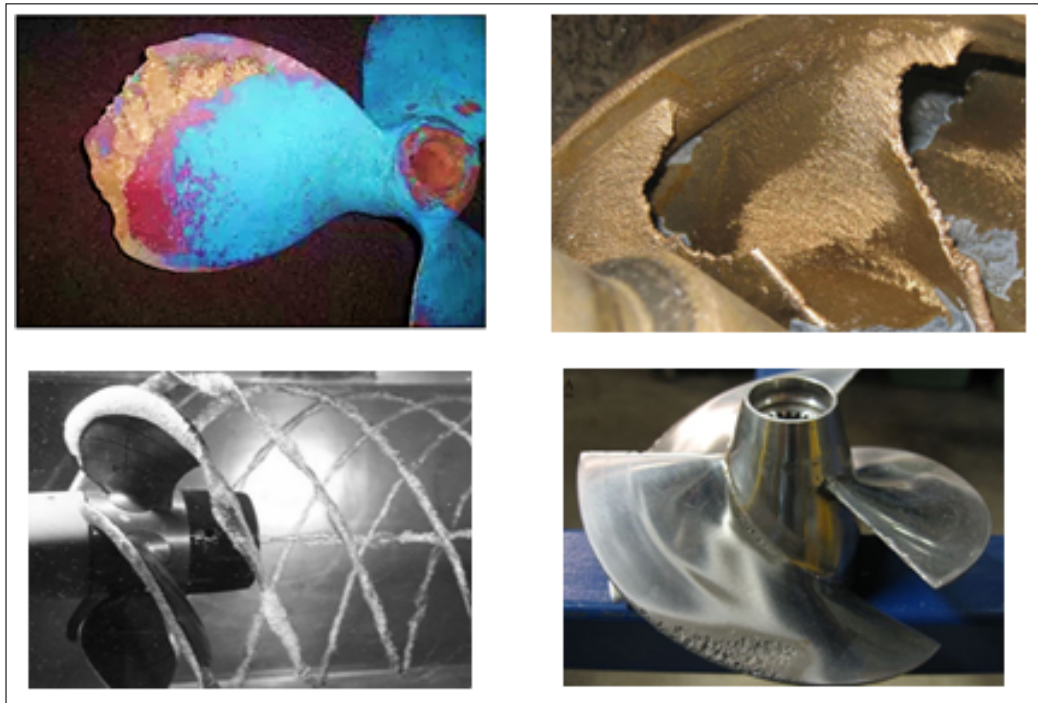


FIGURE III.8 – Dommages structurels dus à la cavitation .

### III.4 Hydrofoils : État de l'art

Plusieurs groupes de recherche font un travail exceptionnel dans la réalisation des études expérimentales et numériques pour concevoir des hydrofoils. La NASA, RIS%<sub>00</sub> et NREL sont parmi les développeurs d'hydrofoils les plus connus. L'équipe de recherche la plus productive est le groupe de recherche sur l'énergie durable (SERG) de la Faculté d'ingénierie et de l'environnement (FEE) de l'Université de Southampton, qui est dirigé par le professeur Bahaj. Depuis 2001, ce groupe a publié des centaines d'articles clés sur la conception des hydrofoils et sur les essais expérimentaux concernant les hydroliennes. Leurs études numériques et expérimentales ont aidé de nombreux chercheurs [37,38]. Ahmed [39] a réalisé une étude bibliographique sur l'évaluation des pales utilisées dans les hydroliennes. Coiro et al. [40] ont utilisé la série de sections de pales NREL pour concevoir un nouvel hydrofoil (GT1) qui a un faible nombre de cavitation et un coefficient de portance élevé. Lawson and Sale [41] ont utilisé une série du profil NACA 63 pour modéliser un rotor d'hydrolienne de 20 m de diamètre. Grasso [34] a conçu deux nouveaux hydrofoils appelés G-hydra-A, G-hydra-B en utilisant un algorithme de programmation quadratique séquentielle (SQP) qui a présenté d'excellentes performances par rapport aux sections de pale DU96-W-180 et NACA 4418. Goundar et al. [42] ont utilisé la famille de sections

HF10XX pour concevoir un rotor de l'hydrolienne à 3 pales à axe horizontal de 10 m de diamètre. Des hydrofoils de différentes épaisseurs ont été utilisés aux différentes parties de la pale, puis la puissance maximale de 150 kW au courant de 2 m/s a été appliquée, ce qui a donné un rendement maximal de 47,5% . Batten et al. [43] ont utilisé les profils NACA 63-8xx pour prédire les performances d'un rotor de l'hydrolienne à axe horizontal et a décrit les expériences de cavitation pour les séries NACA (63-815 et 63-215). Ma [44] a conçu un dispositif complet de conversion de l'énergie des courants marins et l'a établi en fonction des besoins opérationnels réels. Molland et al. [45] ont évalué les caractéristiques de portance et de traînée à l'aide de codes numériques et de tunnel de cavitation et d'essais expérimentaux sur les profils NACA 6615, 63-815 et 63-215.ils ont montré que l'hydrofoil qui a un coefficient de portance élevé et une cambrure élevée était menacé par une cavitation limitée. Luo, X. Q [46] a analysé un nouveau profil hydrodynamique en optimisant le profil NACA 63815. D'autre part, Grogan et al. [47] ont utilisé une série de sections du profil RIS<sub>00</sub>-A pour concevoir une pale de l'hydrolienne. Dans une enquête menée par Jonkman et Musial [48] , les profils RIS-A1-XX et NACA44XX de la série des hydrofoils ont été comparés et il a été observé que les profils RIS<sub>0</sub> étaient meilleures que les profils NACA lorsqu'elles étaient utilisées dans des hydroliennes à décrochage contrôlé. Singh et al [49] ont combiné deux hydrofoils (DU91-W2-250, S814) pour concevoir un nouvel hydrofoil MNU26 qui a une bonne résistance structurelle avec une épaisseur de 26% qui peut être pratiquée sur toute la longueur de la pale,figure III.9.

### III.5 Résultats et discussion

Dans cette section, nous présentons la méthodologie adoptée pour la conception d'un nouvel hydrofoil pour une hydrolienne .Le but de la conception est d'avoir une turbine qui maintiendra un CP élevé par rapport à une variation du TSR. Le profil a été conçu à l'aide du logiciel XFLR puis validé avec les résultats expérimentaux issus de la littérature. Ensuite on a utilisé le logiciel de conception des pales (QBlade), qui inclut également les fonctionnalités XFLR5 et BEM. La conception structurelle de la pale et le rotor a été réalisée à l'aide du code de calcul éléments finis ABAQUS. D'autre part, Une analyse CFD bidimensionnelle du nouvel hydrofoil sera présentée dans la prochaine section. Elle constitue un point de départ pour la conception d'une hydrolienne à axe horizontal tridimensionnelle. Les simulations 2D sont vérifiées par rapport à la littérature à une vitesse d'eau constante. Les résultats de ce chapitre ont fait l'objet de 2 articles acceptés et publiés.

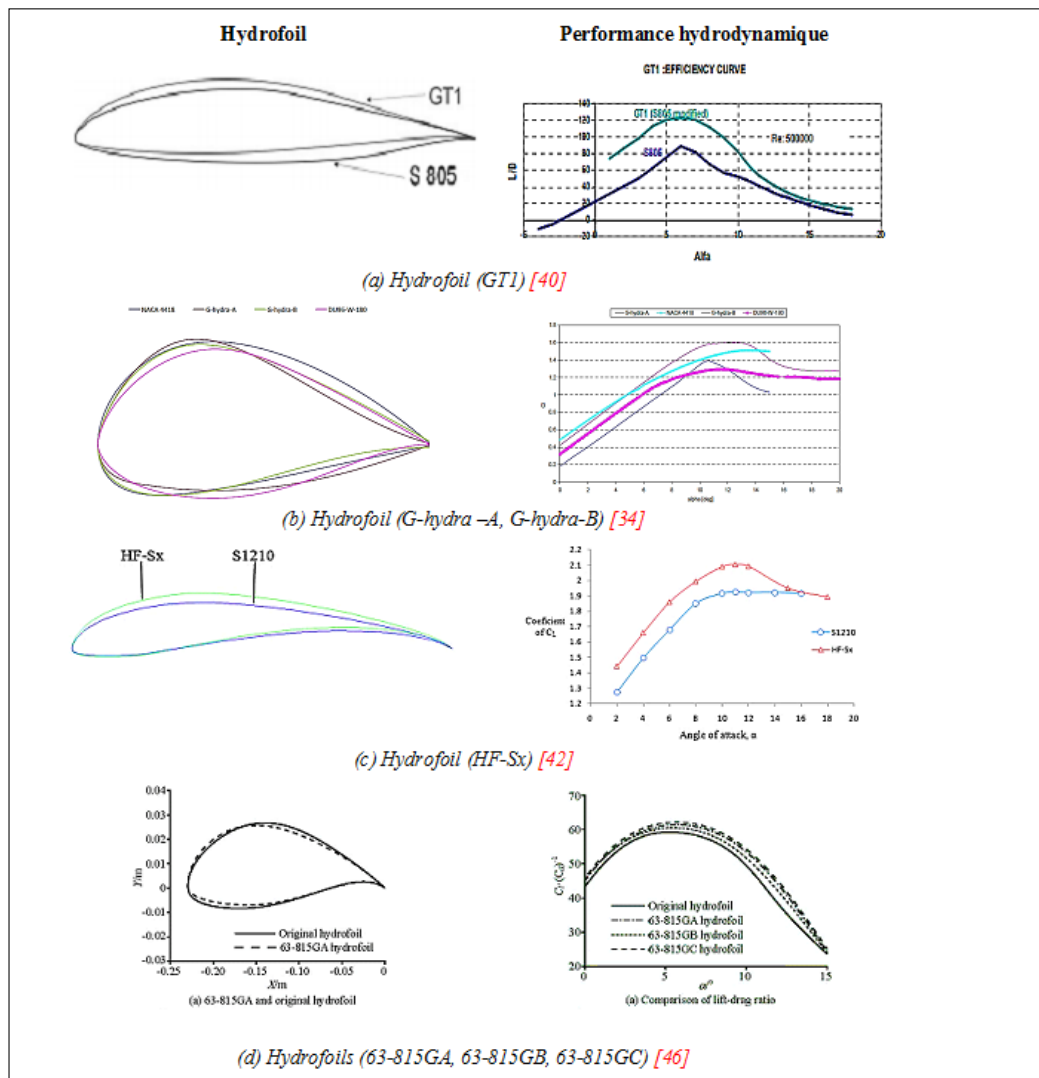


FIGURE III.9 – Conception des nouveaux hydrofoils pour une hydrolienne.

- **Article 1** : M.Nachtane, M.Tarfaoui, A.El Moumen, D.Saifaoui, H.Benyahia. “Design and hydrodynamic performance of a horizontal axis hydrokinetic turbine”, International Journal of Automotive and Mechanical Engineering (2019).
- **Article 2** :M.Nachtane, M.Tarfaoui, D.Saifaoui. “Hydrodynamic performance evaluation of a new hydrofoil design for marine current turbines under operating conditions” Energy and Environment (2019).



### III.5.1 Conception et optimisation d'un nouvel hydrofoil NTSXX20

Une grande variété des méthodes numériques utilisées dans l'éolien sont appliquées dans le domaine des hydroliennes. Cependant, la différence de fonctionnement entre l'air et l'eau implique que les méthodes du calcul de l'air ont des limites pour représenter la physique de l'écoulement autour des pales d'une hydrolienne.

Dans ce travail, un hydrofoil à portance élevée WORTMANN (FX74-CL5-140) a été sélectionné pour la conception et l'analyse d'un nouvel hydrofoil en modifiant sa forme. Afin d'améliorer ses caractéristiques hydrodynamiques et de le faire fonctionner selon les conditions opérationnelles, l'hydrofoil a été redessiné en modifiant des paramètres géométriques tels que l'épaisseur et la cambrure maximale. L'étude expérimentale de l'hydrofoil via des essais en soufflerie est plutôt difficile à mener en raison du coût élevé de la soufflerie. Dans ce contexte, divers codes d'investigations numériques ont été utilisés, fournissant un support technique pour l'étude de l'hydrofoil tel que XFLR5, *RFOIL*, XFOIL [50]. Pour notre travail, le code XFLR5 a été utilisé. Il comprend le programme d'analyse de l'hydrofoil avec une couche limite visqueuse et un modèle de sillage utilisant des méthodes traditionnelles à faibles nombres de Reynolds. Les résultats du modèle conçu ont été comparés à certaines données expérimentales trouvées dans la littérature et aux résultats d'autres simulations. Le code *XFLR5* présente d'excellentes performances en corrélation avec les résultats expérimentaux [51], figure III.10. La courbe du coefficient de portance pour le nouveau profil NTSXX20 a été générée à l'aide de XFLR5 pour une plage de  $0^\circ$  à  $16^\circ$  à un nombre de Reynolds de  $2 \cdot 10^6$ , afin de corréliser avec le résultat expérimental de Hollinger [51]. La corrélation entre les deux approches est généralement acceptable bien qu'une sur-prédiction des résultats de XFLR5 puisse être observée pour des angles d'attaque supérieurs à  $10^\circ$ . L'écoulement après ce point sera plus difficile à prévoir en raison de la séparation et de la turbulence des flux, figure III.11. Le profil FX 74-CL5-140 a été utilisé comme référence pour l'optimisation en modifiant sa cambrure maximale et son épaisseur maximale afin d'améliorer ses performances hydrodynamiques. Le profil optimisé était le plus utile pour fonctionner comme hydrofoil pour les hydroliennes, avec une croissance de 10% dans la cambrure et une épaisseur de 20%. Il porte le nom NTSXX20, figure III.12. Pour plus d'illustration, le coefficient de pression est présenté à la figure III.13 pour un angle d'attaque de  $13^\circ$ . La pression exercée sur la surface supérieure des deux hydrofoils décroît rapidement du bord d'attaque au bord de fuite, mais sur la face inférieure, elle augmente. Avec l'augmentation de l'épaisseur relative, le coefficient de pression diminue doucement à

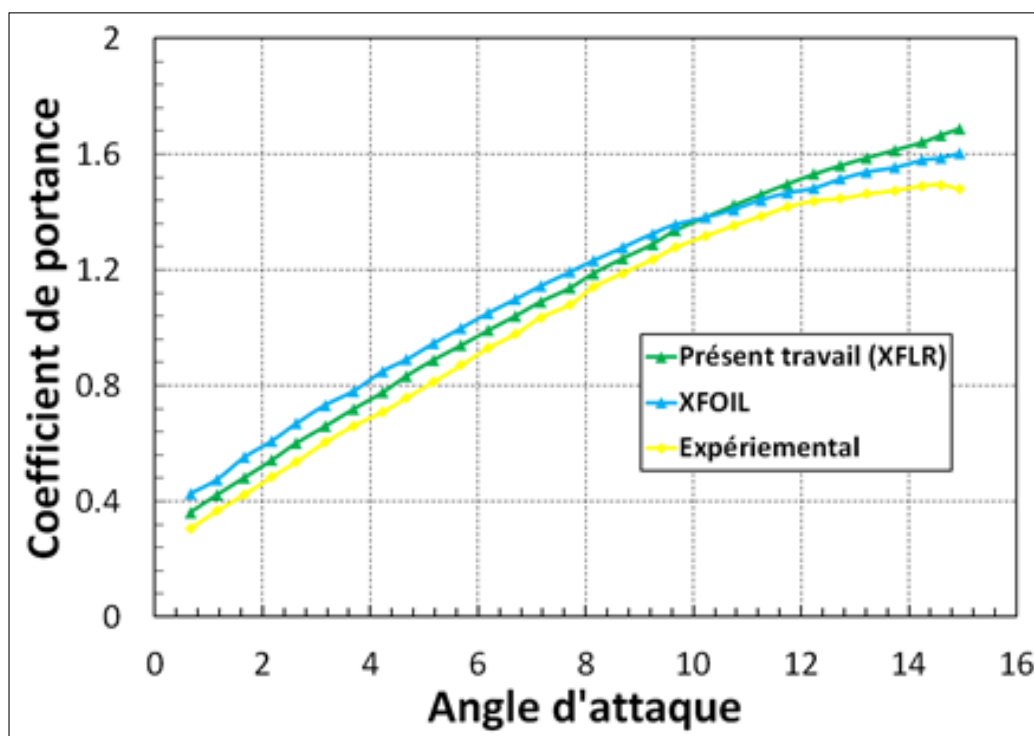


FIGURE III.10 – Validation du code XFLR avec des résultats numériques et expérimentaux pour le profil NACA-633418,  $Re = 10^6$ .

la surface supérieure par contre augmente rapidement à la surface inférieure. L'augmentation de la courbure et de l'épaisseur maximale de l'hydrofoil augmente son coefficient minimal de pression  $C_{Pmin}$ , figure III.13. Le  $C_{Pmin}$  de FX74-CL5-140 à un angle d'attaque de  $13^\circ$  ( $\alpha$ ) est de -3,9 alors que pour le NTSXX20, il a augmenté à environ -3 ce qui permettra de limiter le phénomène de cavitation. Le NTSXX20 est caractérisé par un coefficient de portance ( $C_L$ ) plus grand et un faible coefficient de traînée ( $C_D$ ) par rapport au FX74-CL5-140. Il a aussi une plus grande épaisseur par rapport au FX74-CL5-140, ce qui donne plus de résistance et de durabilité à la structure de la pale, figures III.14 et III.15 .

### III.5.2 Caractéristiques hydrodynamiques du NTSXX20 par rapport à d'autres hydrofoils

Les caractéristiques hydrodynamiques de divers hydrofoils ont été analysées à  $Re = 2.10^6$ . La figure III.16 montre la comparaison entre l'hydrofoil conçu pour cette étude et d'autres hydrofoils. Les variations des valeurs de ( $C_L$ ) et ( $C_D$ ) pour divers hydrofoils à divers AOA sont visualisées sur les figures III.17 et III.18. L'hydrofoil NACA 4418 a été analysé numériquement pour une hydrolienne à axe horizontal [52]

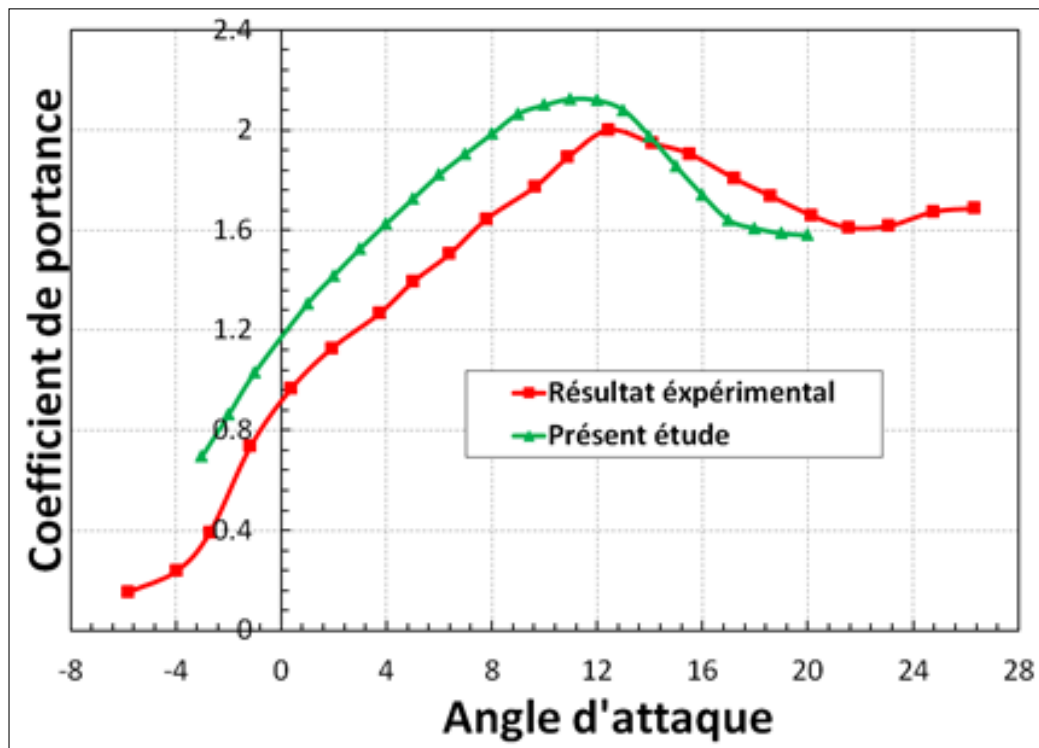


FIGURE III.11 – Comparaison du résultat numérique et expérimental du coefficient de portance du FX 74-CL5-140 ,  $Re = 10^6$ .

. Son coefficient de portance maximal à l'angle d'attaque de  $17^\circ$  est de 1,70 environ et son coefficient de traînée de 0,048 environ , figures III.19 et III.20. Le  $C_{Pmin}$  au  $C_L$  maximum est d'environ -5,098. Le profil NACA 0018 a été utilisé comme partie de pale pour les hydroliennes [53] . Il a un maximum de  $C_L$  à l'angle d'attaque de  $18^\circ$  d'environ 1,570 et une traînée d'environ 0,036 ; au maximum de  $C_L$ , la valeur  $C_{Pmin}$  est d'environ -7,33 ; Cependant, le rapport portance / traînée ( $L/D$ ) très faible, ce qui n'est pas approprié pour la conception d'un rotor de grande performance. Le profilé S814 a été utilisé comme un hydrofoil pour les hydroliennes [54,55] . Il a un coefficient de portance plus élevée autour de 1,60 entre  $15^\circ$  et  $17^\circ$ , mais il a un rapport portance/traînée inférieur à 20 et un  $C_{Pmin}$  de -7,53 °. Le profil S1220 a été utilisé comme section d'hydrofoil pour une turbine hydrocinétique [56] . Il a plus de 2,30 à  $12^\circ$  pour le coefficient de portance et un rapport  $L/D$  d'environ 163,22 et un  $C_{Pmin}$  de -4,22°. Pourtant, le NTSXX20 a une portance considérablement plus élevée d'environ 2,2 à un angle d'attaque de  $11^\circ$  et un rapport portance/traînée d'environ 162 et un  $C_{Pmin}$  plus basse que -3,6, adapté aux rotors hautes performances à cavitation retardée.

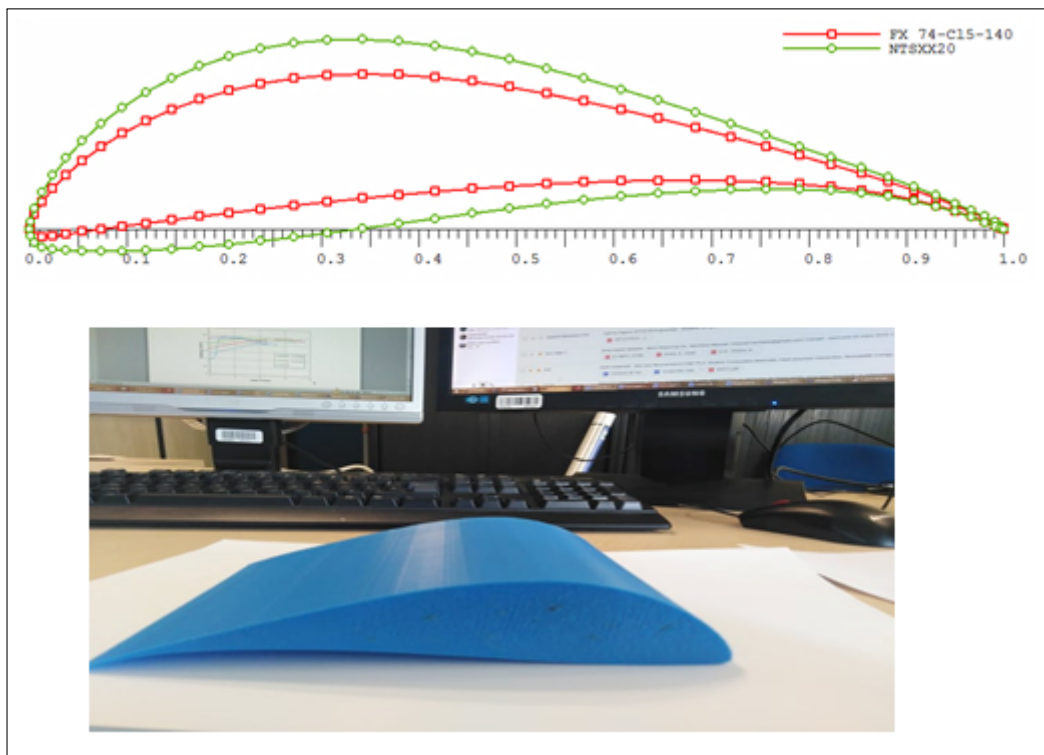


FIGURE III.12 – Hydrofoil NTSXX20 résultant de la modification apporté au profil FX74-CL5-140.

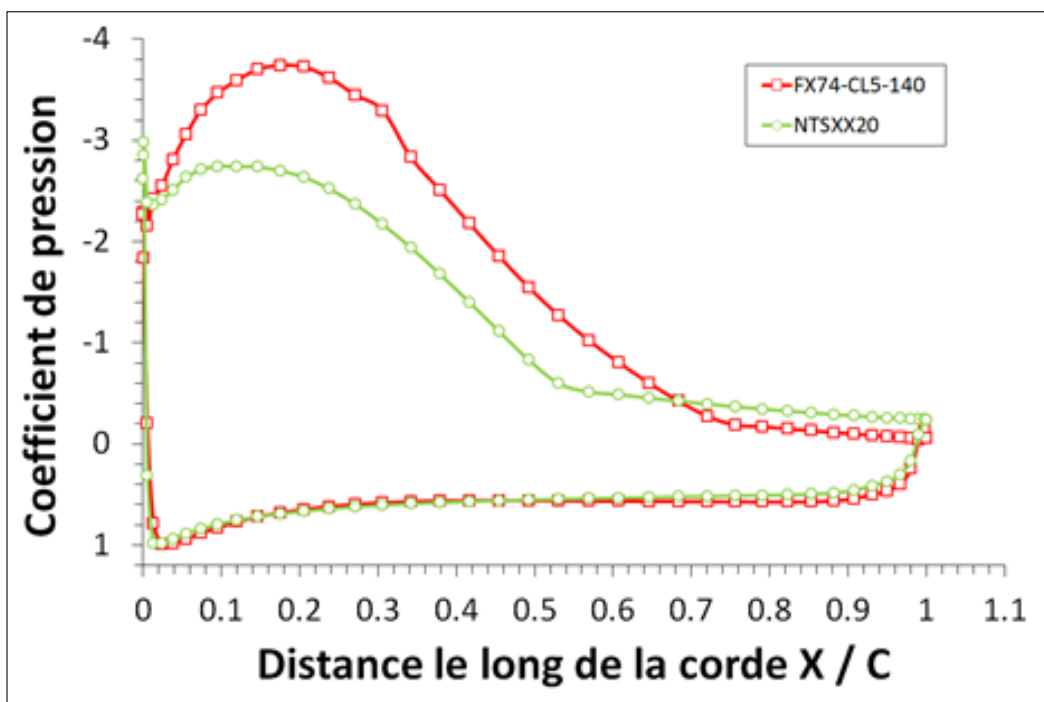


FIGURE III.13 – Distribution du coefficient de pression à  $\alpha = 13^\circ$  et  $Re = 2.10^6$ .

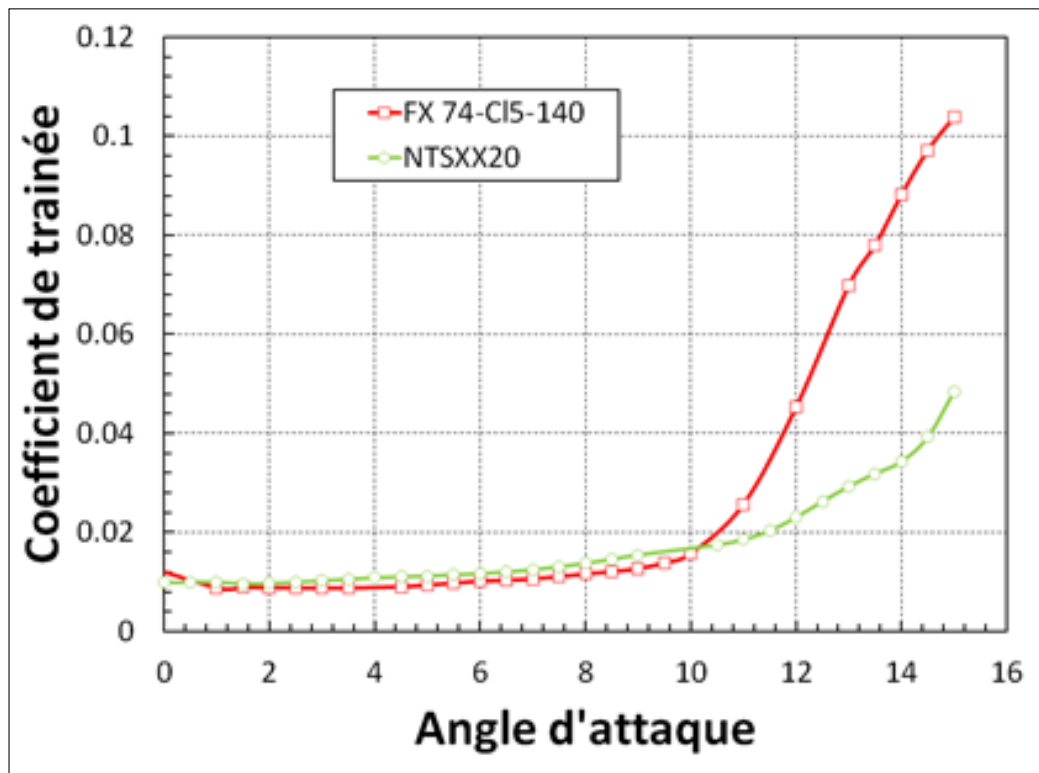


FIGURE III.14 – Variation du coefficient de traînée en fonction de l'angle d'attaque à  $Re = 2.10^6$ .

### III.5.3 Prédiction des performances d'une hydrolienne à axe horizontal en utilisant la méthode BEM

#### III.5.3.1 Coefficient de puissance

La pale d'hydrolienne utilisée dans ce projet de recherche a été conçue à l'aide du logiciel QBlade [57]. QBlade est un logiciel de conception de turbine (éolienne/hydrolienne) qui inclut une fonction de construction de géométrie de pale ainsi qu'un solveur BEM (Blade-Element Momentum) pour le calcul des performances des turbines. QBlade inclut le code XFLR5 qui permet de simuler les performances hydrodynamiques d'un hydrofoil dans des conditions d'écoulement bien définies. Il peut estimer les résultats polaires à  $360^\circ$  à partir des résultats XFLR5 en utilisant les techniques d'extrapolation de Montgomerie [58] ou de Viterna [59]. Les données polaires générées sont ensuite utilisées dans le solveur BEM du rotor pour générer des données de performance pour la pale conçue. La première étape de l'utilisation de QBlade a été de valider les polaires hydrodynamiques générées par XFLR5. C'est pourquoi une étude de cas utilisant le profil NTSXX20 a été réalisée. L'étape suivante consiste à tester le solveur d'élément de pale (BEM) de QBlade.

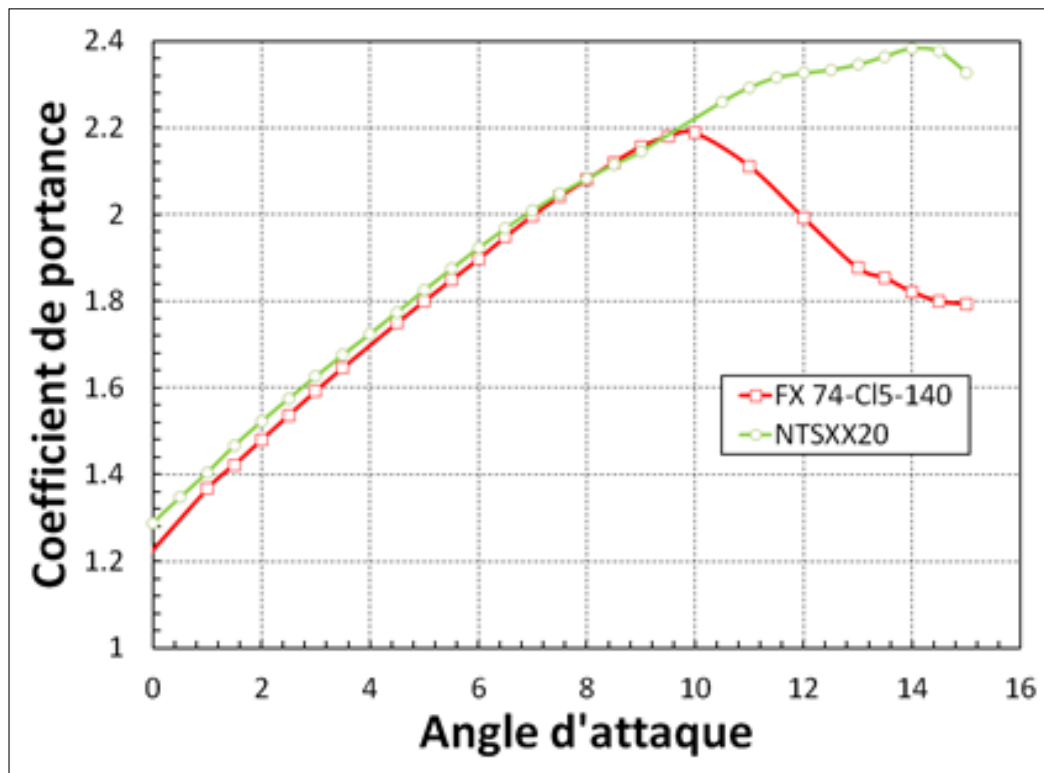


FIGURE III.15 – Variation du coefficient de portance en fonction de l'angle d'attaque,  $Re = 2.10^6$ .

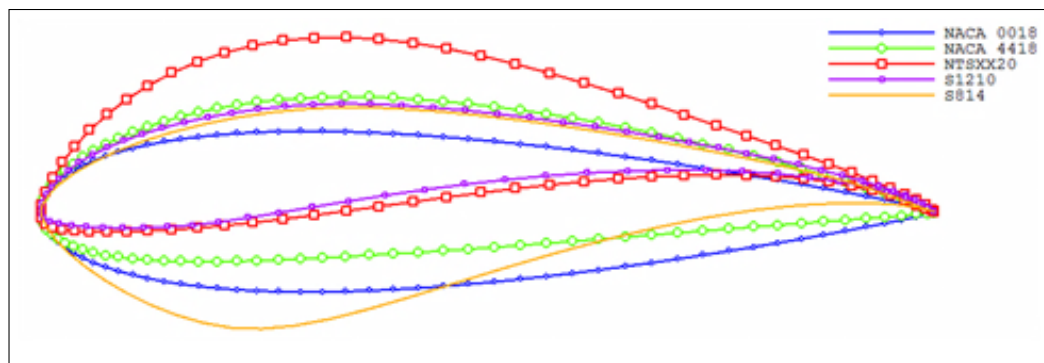


FIGURE III.16 – Profil d'hydrofoil NTSXX20 par rapport à différents hydrofoils.

Ceci a été réalisé en validant les résultats numériques avec les données expérimentales de Bahaj, figure III.21 [37]. La pale utilisée dans la campagne expérimentale a une géométrie composée du NACA 63-8xx avec NACA 63-824 à la racine et NACA 63-812 à l'extrémité. Les courbes de performance du rotor ( $C_P$  vs TSR) de la référence ont été comparées aux résultats des simulations QBlade, comme indiqué à la figure III.22. Le rotor a été simulé pour deux angles  $20^\circ$  et  $25^\circ$  sur une plage TSR de 2 à 10. Ces angles ont été choisis par le groupe Bahaj avec le pas de  $20^\circ$

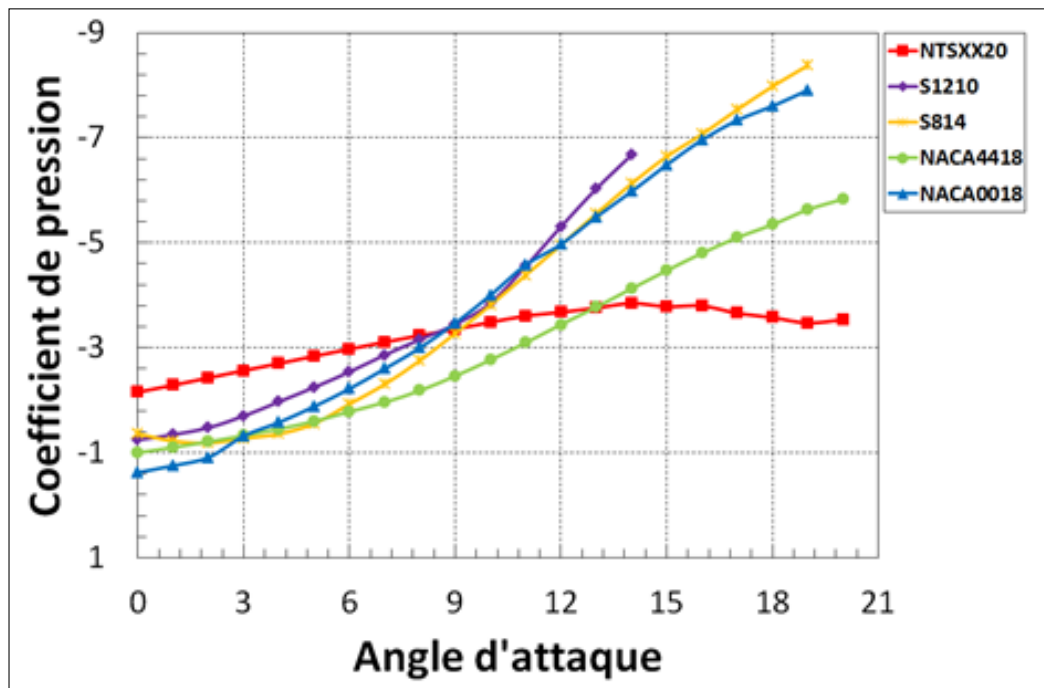


FIGURE III.17 – Coefficient de pression en fonction de l'angle d'attaque.

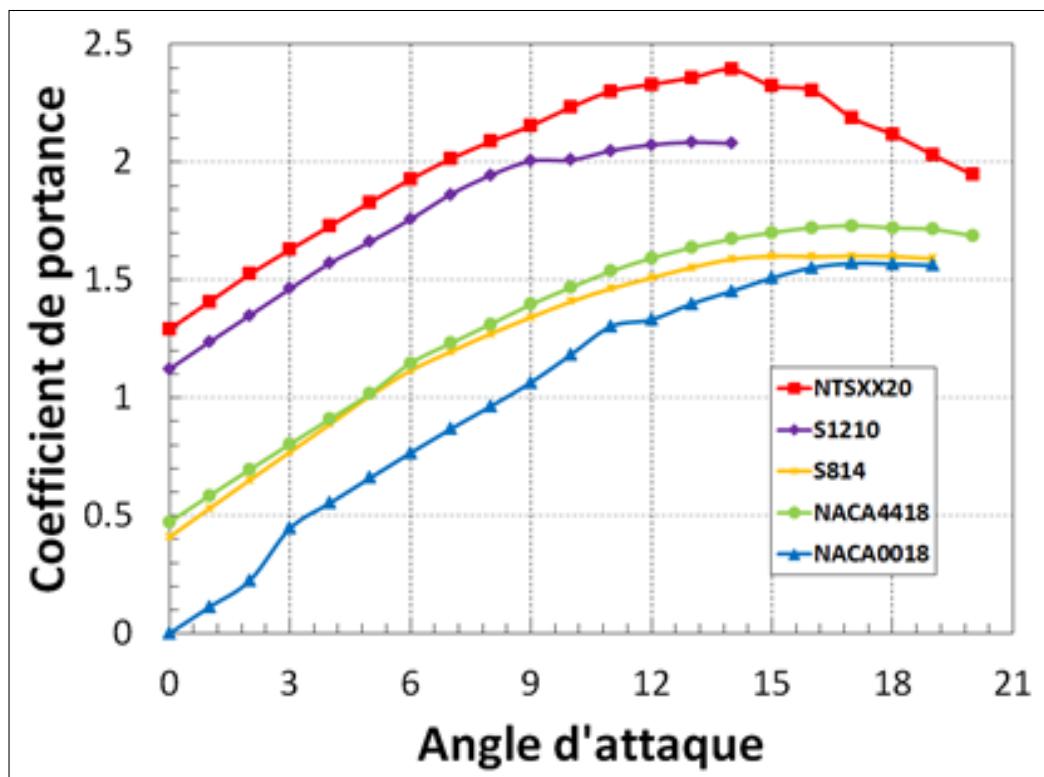


FIGURE III.18 – Coefficient de portance en fonction de l'angle d'attaque.

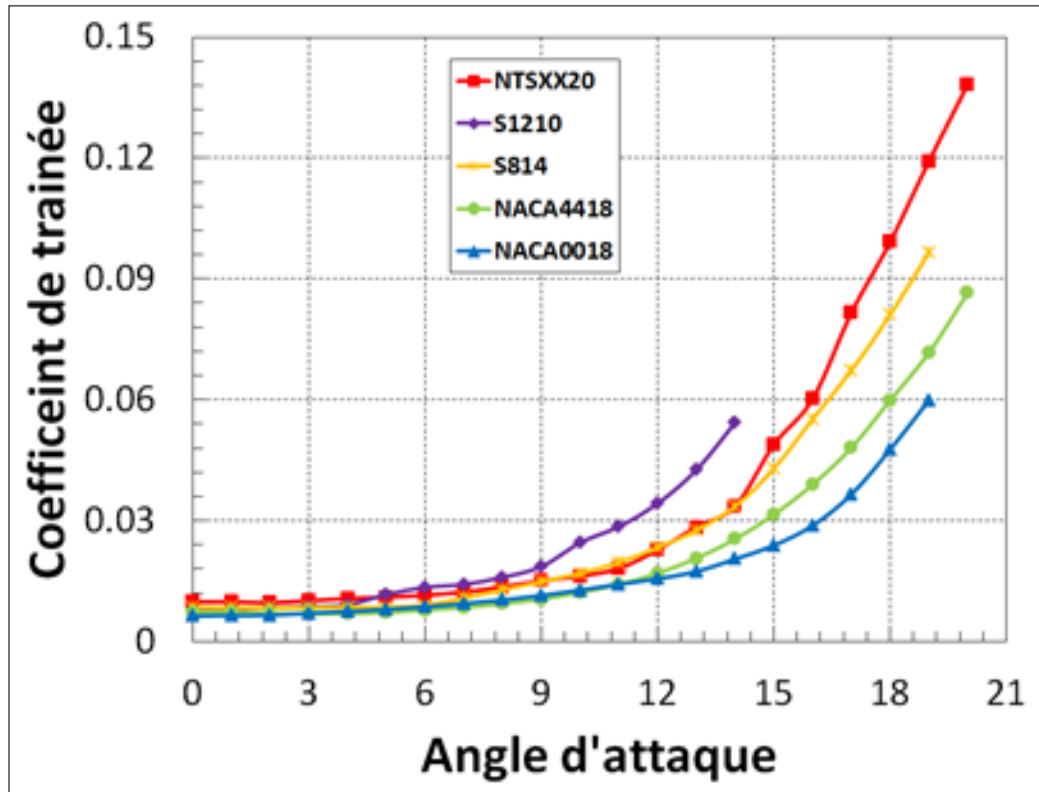


FIGURE III.19 – Coefficient de trainée en fonction de l'angle d'attaque pour différents profils.

comme angle de tangage optimal. Comme on peut le voir dans la Figure, il existe un accord satisfaisant entre les deux ensembles de données. La tendance générale de la courbe expérimentale a été capturée par la simulation QBlade. Certaines prévisions sont en cours de prédiction, en particulier pour les TSR faibles, où un grand angle d'attaque, ce qui rend la performance plus difficile à prévoir en raison d'une possible séparation du flux. Globalement, QBlade montre une bonne prédiction de la performance du rotor et est considéré comme acceptable pour être utilisé comme outil de conception. En générale, la force de portance dépend de la variation de la pression ( $\delta P$ ) produite sur la surface de l'hydrofoil, et cette variation dépend de la densité du fluide, du profil et de l'angle d'attaque de l'hydrofoil  $\alpha$ , figure III.23 .

$$\Delta P = P_{\text{surface supérieure}} - P_{\text{surface inférieure}} \quad (\text{III.11})$$

La fonction BEM de QBlade a été utilisée pour prédire les performances hydrodynamiques de notre hydrolienne et la comparer à celle des modèles de Batten et Sheffield dans les mêmes conditions de fonctionnement, avec une vitesse d'eau de 2 m /s sur une plage TSR comprise entre 2 et 10. La fonction XFLR 5 de QBlade a été utilisée



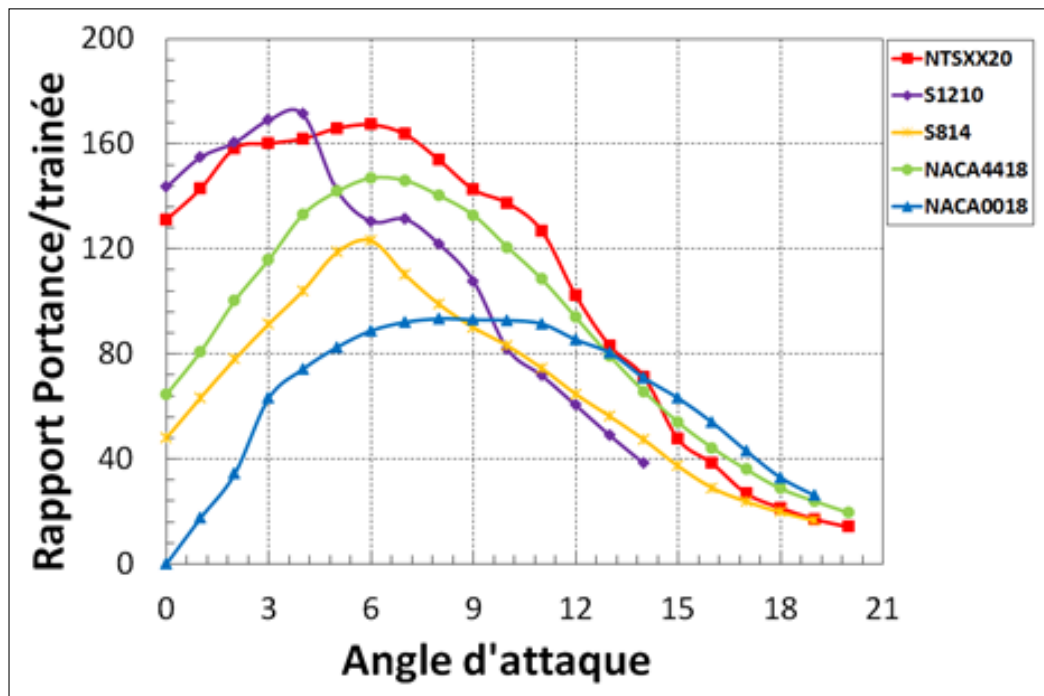


FIGURE III.20 – Rapport portance/trainée en fonction de l'angle d'attaque.

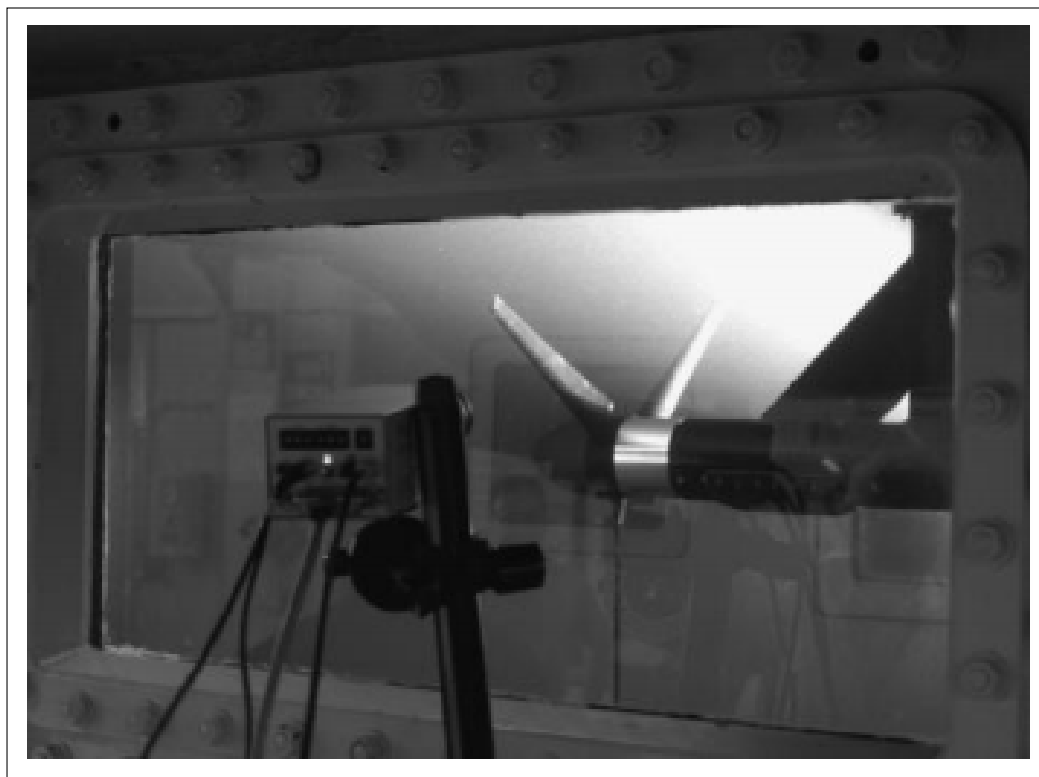


FIGURE III.21 – Photographie du montage expérimental [37] .

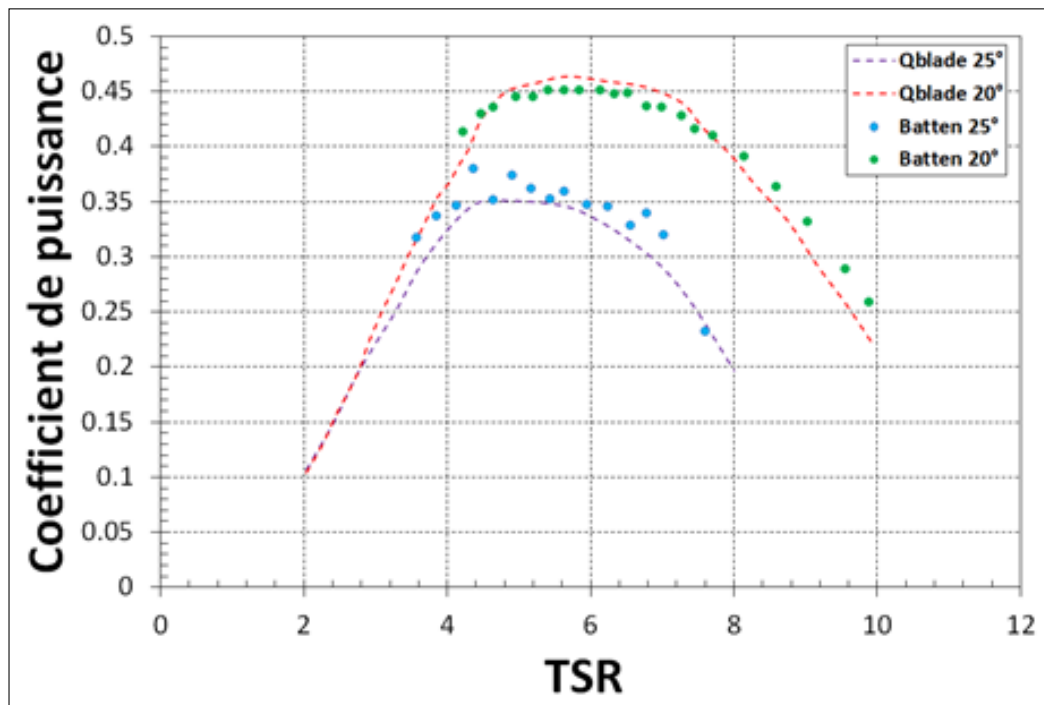


FIGURE III.22 – Comparaison entre les performances hydrodynamique (Qblade BEM) et les données expérimentales (Bahaj et al.) [37] .

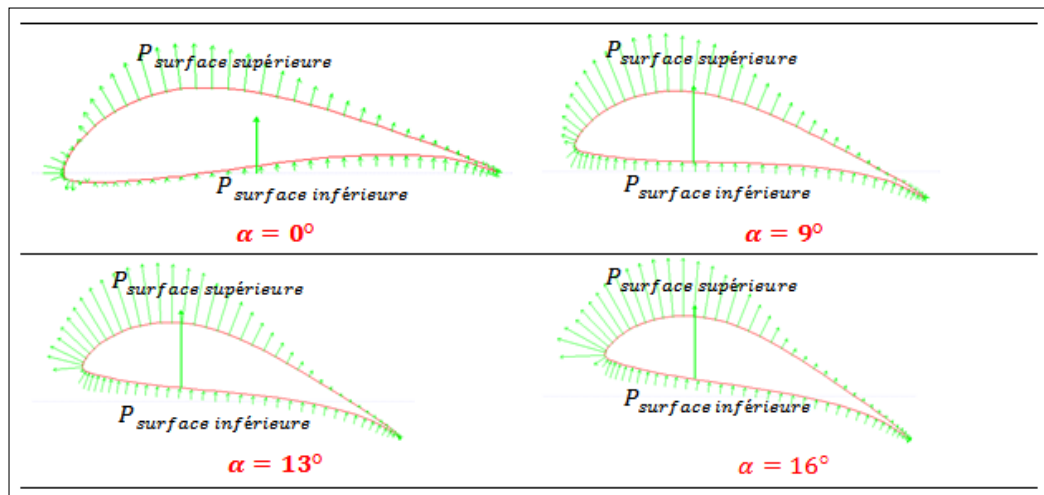


FIGURE III.23 – Représentation schématique des forces de portance générées dans un hydrofoil.

pour collecter les données de portance et de traînée de chaque élément d'hydrofoil et la méthode extrapolée à la Montgomery polaire à  $360^\circ$  est utilisée. La pale est présentée à la figure III.24 Les courbes de performances hydrodynamiques sont tracées à la figure III.25. La courbe de performance de notre hydrolienne a maintenu une valeur de CP supérieure à 47% dans une plage de TSR de 6 à 7 avec un CP

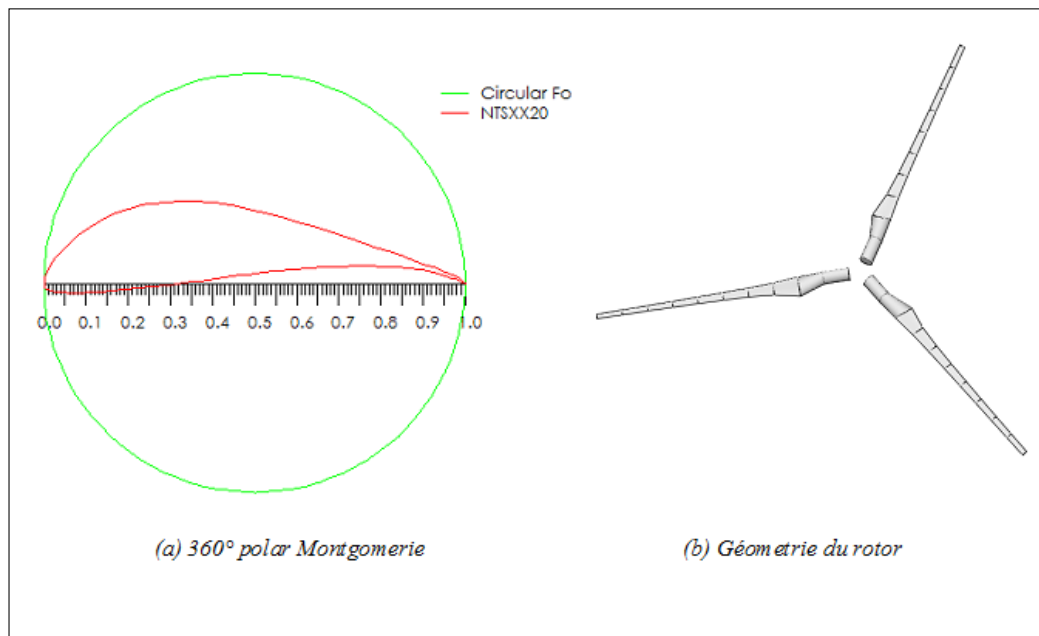


FIGURE III.24 – Conception du rotor avec QBlade BEM.

maximal de 51% à  $TSR = 6.5$ . Cela montre une courbe de performance légèrement supérieure sur une plage de valeurs de TSR plus large que celle de Bahaj et Batten [37] et le modèle de Sheffield [60] .

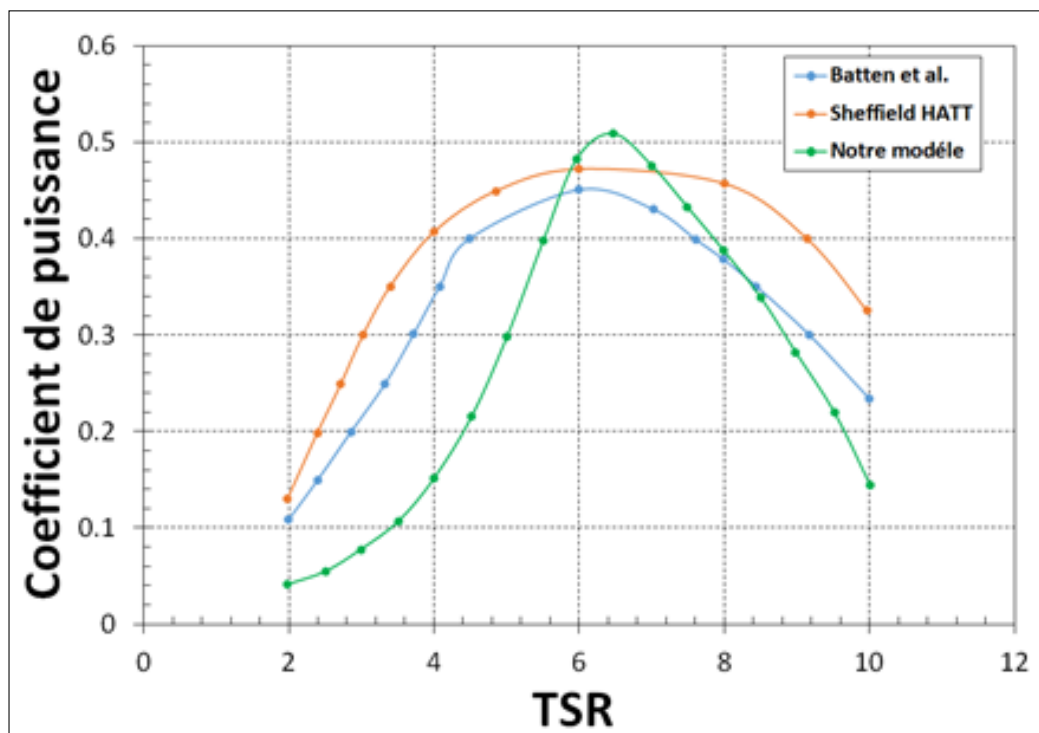


FIGURE III.25 – Comparaison de la courbe de performance de notre modèle.

### III.5.3.2 Coefficient de couple

La figure III.26 présente la variation du coefficient de couple en fonction de la vitesse spécifique pour les configurations de turbine à 2, 3 et 4 pales. Il est clair que le couple augmente avec le nombre de pales, du fait que la force résultante sur chaque pale est multipliée par le nombre de pales. Le taux d'augmentation de la valeur du couple augmente également avec le nombre de pales avec une différence plus grande entre 2 et 3 pales qu'entre 3 et 4 pales. Près de  $\lambda = 2$ , la surface arrière de la pale (partie supérieure de l'hydrofoil) ne coule que peu, ceci signifie qu'il y a très peu de portance et le couple est dominé par la force de réaction lorsque le fluide est dévié autour de pale. L'augmentation de l'angle d'inclinaison avec le nombre de pales signifie que la force résultante par pale augmente également. L'augmentation du pic du couple avec le nombre de pales est en accord avec les résultats obtenus par Morris [28] pour une hydrolienne à axe horizontale. Une conséquence de ceci est que la turbine à 4 pales nécessiterait le plus grand diamètre d'arbre d'entraînement et la turbine à 2 pales le plus petit, ce qui implique que le coût de l'arbre d'entraînement pourrait augmenter avec le nombre de pales.

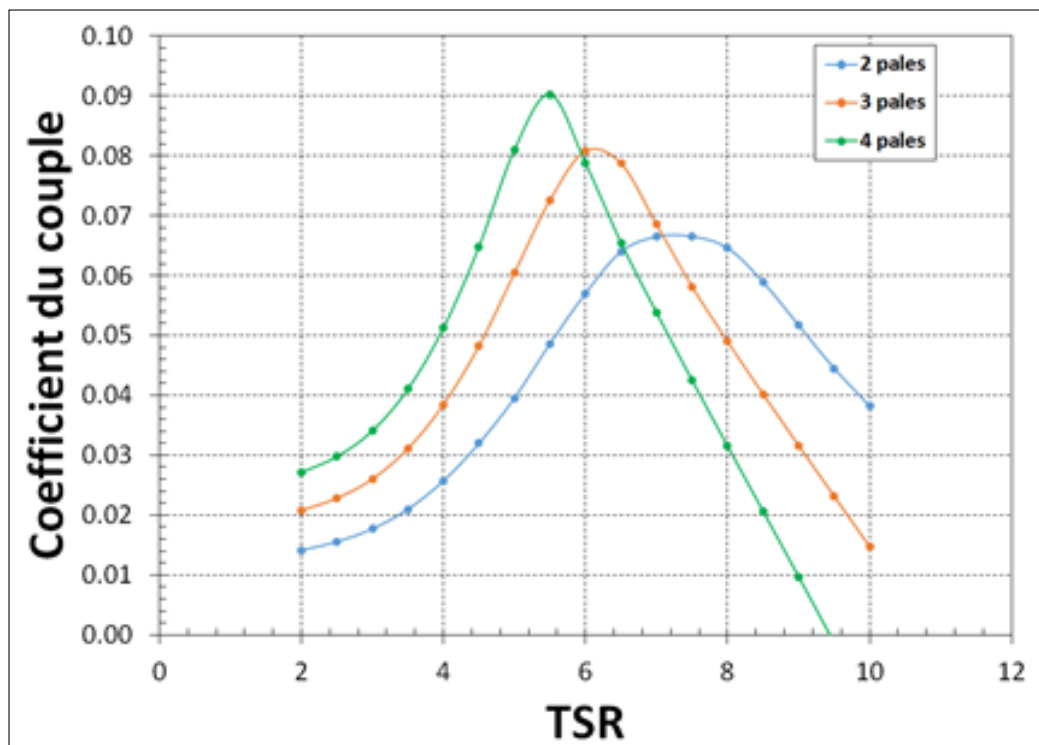


FIGURE III.26 – Variation du coefficient de couple en fonction de la vitesse spécifique.

### III.5.3.3 Coefficient de poussée

La figure III.27 présente une comparaison du coefficient de poussée en fonction de la vitesse spécifique pour les turbines à deux, trois et quatre pales. On peut remarquer que le coefficient de poussée augmente avec l'augmentation de nombre de pales. Mason-Jones et al. [61] ont étudié l'effet de la modification de l'angle de calage d'une turbine à trois pales. Les résultats ont montré que l'angle de calage avait peu d'effet sur le coefficient de poussée à  $\lambda$  inférieur à 2. Les conséquences de ce comportement à un  $\lambda$  élevé seraient importantes lors de la conception de la turbine pour résister aux charges en cas de défaillance du système de commande ou de freinage, la charge permanente sur la turbine à 3 pales et la charge décroissante sur la turbine à 4 pales étant un avantage.

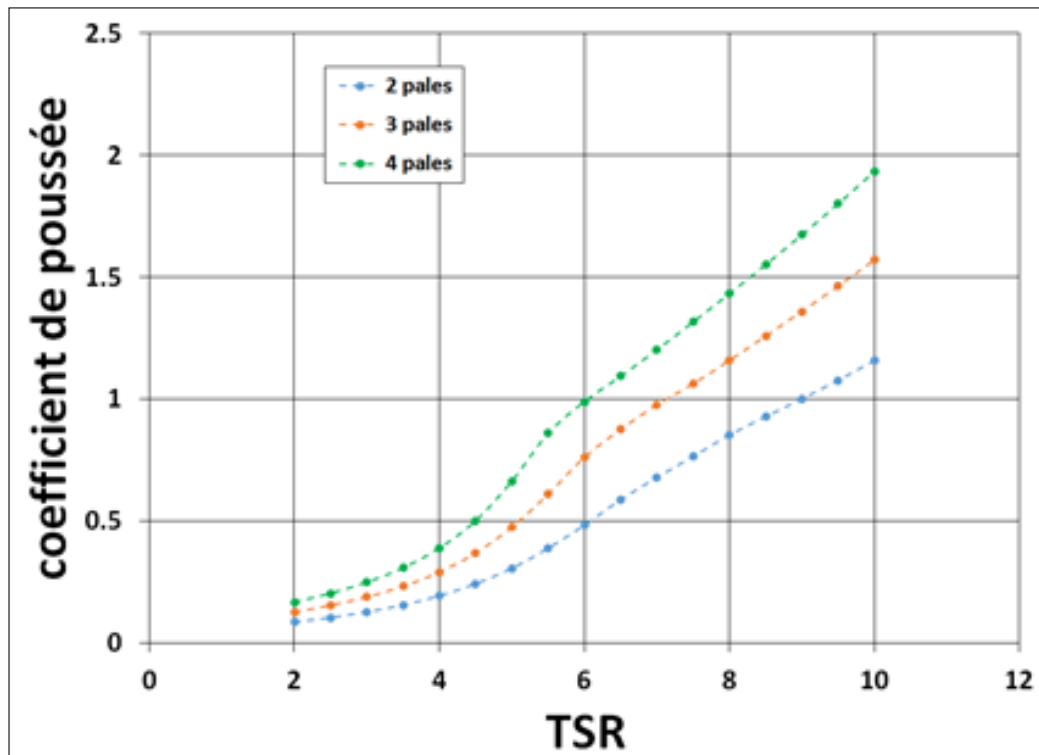


FIGURE III.27 – Variation du coefficient de poussée en fonction la vitesse spécifique.

### III.5.4 Analyse CFD de l'écoulement autour du profil NTSXX20

Les simulations CFD du nouvel hydrofoil ont été effectuées dans le code de calcul Abaqus 6.14 CFD code, en tant que modèle 2D. L'analyse CFD de tout problème d'écoulement du fluide nécessite une stratégie de mise en œuvre avec des hypothèses

Viscosité cinématique (m <sup>2</sup> /s)	Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Viscosité dynamique (Pa.s)
1.15E-06	1000	0.00115

TABLE III.1 – conditions initiales du fluide

possibles minimisant la complexité du problème étudié. Ces hypothèses dépendent fortement des conditions d'écoulement, des propriétés du fluide, de son environnement et de la géométrie du domaine. Dans notre cas les simulations CFD nécessitent un domaine du fluide entourant l'hydrofoil. Ce domaine de fluide peut être conçu comme une partie solide dans 3D-CAD, puis obtenir l'exigence du volume externe avec une cavité de la géométrie de l'hydrofoil à examiner. Les simulations fournies permettent d'analyser la distribution de la vitesse et de la pression. Pour obtenir des résultats probants, il faut faire attention à la taille du domaine fluide par rapport à la taille de la géométrie à étudier. Le domaine du fluide doit être plus grand pour que le flux autour de l'hydrofoil soit stable et non affecté par les parois du domaine. La figure III.28 présente Le modèle final de la simulation CFD avec les conditions aux limites d'entrée, de sortie, de symétrie et haut-bas.

•**Définition des propriétés du fluide**

Le fluide utilisé dans cette étude est considéré comme un fluide newtonien isotrope. L'état initial du fluide a été spécifié comme un champ prédéfini. Pour une analyse dynamique de fluide incompressible qui spécifie un modèle de turbulence, les valeurs initiales de turbulence du fluide telles que la viscosité cinématique du tourbillon doivent être spécifiées. Les propriétés du fluide telles que la densité, la vitesse initiale ont également été spécifiées. Le tableau III.1 montre les propriétés initiales du fluide qui ont été implémentées sous forme de champs prédéfinis.

•**Modèle de turbulence de Spalart-Allmaras**

Le modèle de turbulence de Spalart-Allmaras (SA) [62] est un modèle de turbulence à une équation, basé sur une équation de transport non linéaire avec la viscosité de Foucault comme variable. Ce modèle est développé principalement pour les écoulements turbulents aérodynamiques et est devenu populaire en raison de ses résultats précis pour les écoulements turbulents dans les problèmes industriels complexes. Les résultats de l'utilisation de ce modèle dans de tels écoulements turbulents avec présence de gradients de pression défavorables ont montrés qu'ils étaient précis. Cette caractéristique rend le modèle de turbulence de Spalart-Allmaras applicable aux écoulements turbulents avec des séparations d'écoulement. Ce modèle a pour avantage d'être assez simple et de prendre en compte l'histoire de la turbulence. Mais

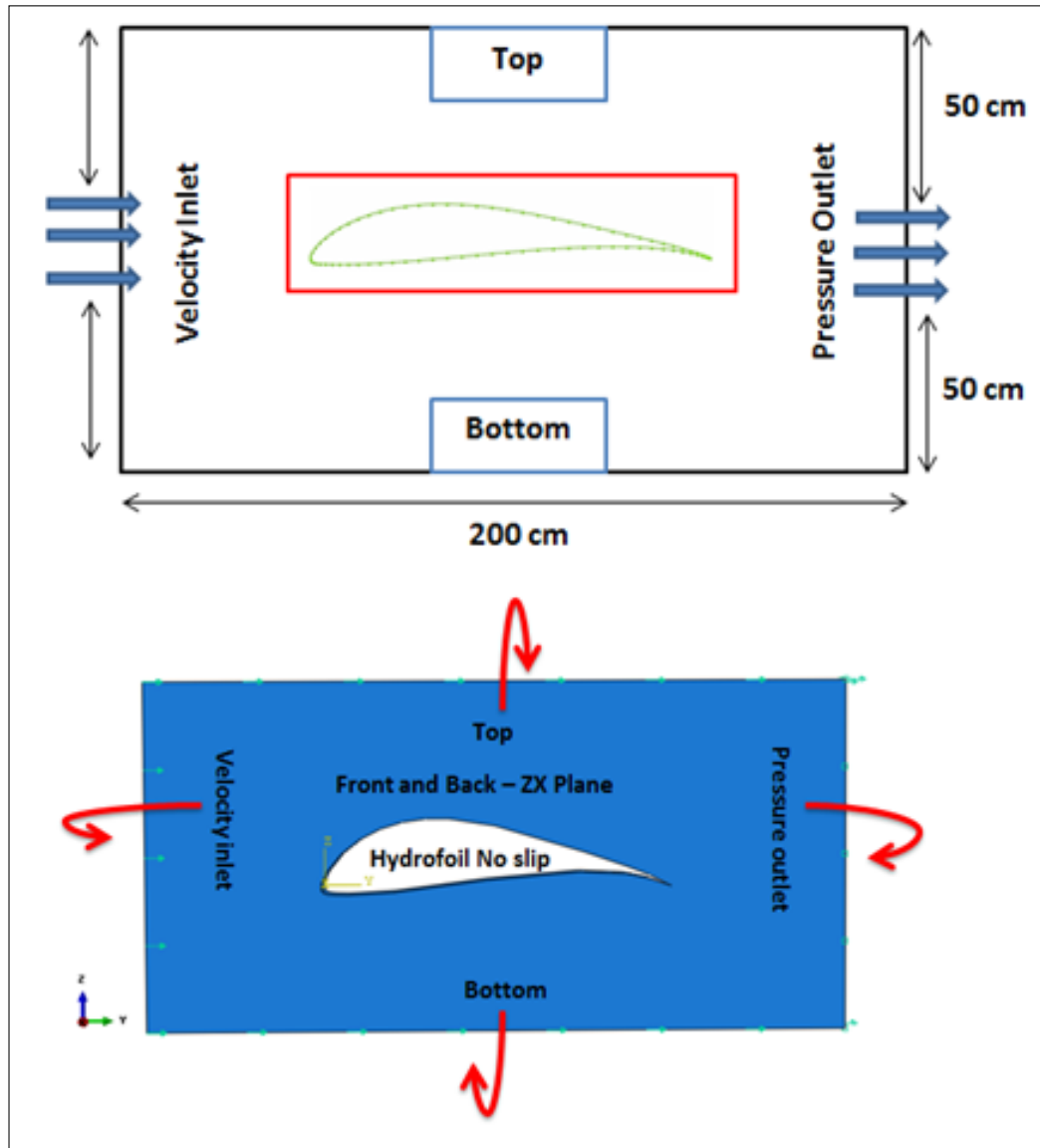


FIGURE III.28 – Schéma des conditions aux limites appliquées au domaine.

le choix de l'échelle de longueur est empirique et l'extension au cas tridimensionnel est difficile. Spalart-Allmaras fonctionne pour les différents termes de l'équation de Reynolds. Ces termes peuvent être identifiés dans le modèle de Spalart-Allmaras comme production, diffusion et destruction de la viscosité turbulente sur la base de la physique / dynamique du flux turbulent, lorsque la viscosité cinématique de Foucault est la variable dépendante et directement liée à la contrainte de Reynolds, voir l'équation ci-dessous [62].

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} = C_{b1} S v + \frac{1}{\sigma} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial v}{\partial x} (\vartheta + v) + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial x} c_{b2} \right) \right] - C_{w1} f_w \left( \frac{v}{d} \right)^2 \quad (\text{III.12})$$

Avec :

- $v$  : La grandeur de travail (viscosité turbulente des tourbillons).
- $\nu$  : Viscosité cinématique des tourbillons.
- $t$  : Le temps.
- $d$  : Distance normale du mur.
- $u$  : Vecteur de vitesse.
- $x$  : Composante de coordonnées cartésiennes physiques.
- $S$  : Vorticité modifiée.
- $f_w$  : Égale à 1 à l'intervalle de la couche logarithmique et décroît dans les régions extérieures.
- $C_{b1}$  : Coefficient de production égal à (0,1355).
- $C_{b2}$  : Coefficient de diffusion croisée égal à (0,622).
- $\sigma$  : Coefficient de diffusion du transport diffusif de la viscosité cinématique turbulente, égal à (0.6667).
- $C_{w1}$  : Conditions d'équilibre proche de la paroi égales à (3,2391).

#### •Qualité du maillage

La génération du maillage est une étape importante dans tous les cas d'analyses par éléments finis, y compris les analyses CFD. Cette étape définit les éléments ou cellules qui ont une influence significative sur le calcul et la solution des variables du champ d'écoulement, telles que la vitesse, la pression, la vorticité, etc. Afin d'obtenir un résultat CFD précis, le maillage doit être soigneusement généré et bien observé. La majorité des codes CFD peuvent générer des maillages structurés et non structurés, dans les analyses bidimensionnelles, les maillages structurés ont une forme plate à quatre bords, cette forme peut être quadratique, rectangulaire ou déformée en fonction de la forme du domaine informatique. En général, le maillage structuré peut s'appliquer à des géométries simples, lorsque le bloc comprend l'ensemble ou une partie du domaine de calcul. Lorsque le niveau de la complexité géométrique est élevé, il n'est plus possible de générer la géométrie structurée. Dans ces cas, le maillage non structuré est nécessaire pour obtenir un maillage de bonne qualité. Le maillage non structuré se compose des éléments de formes irrégulières, généralement des triangles ou des quadrangles (pour les modèles bidimensionnels) lorsque chaque élément particulier est considéré comme un seul bloc ayant la même forme et la même taille [63]. C'est la qualité du maillage qui est le facteur clé pour obtenir un bon résultat CFD. La figure III.29 illustre la différence entre les éléments bidimensionnels de haute et de basse qualité. Une expression pour mesurer la qualité des éléments est



montrée ci-dessous [63]. Où  $\beta_{max}$  et  $\beta_{min}$  sont les angles maximums et minimums respectivement entre deux bords d'élément.  $\beta_{equal}$  est l'angle idéal entre deux bords d'élément lorsque l'obliquité est nulle.

$$Q_{EAS} = \text{Max} \left( \frac{\beta_{max} - \beta_{equal}}{180^\circ - \beta_{equal}}; \frac{\beta_{equal} - \beta_{min}}{\beta_{equal}} \right) \quad (\text{III.13})$$

Outre que la qualité du maillage, il y a d'autres facteurs qui causent des difficultés de convergence et des inexactitudes de solution, à savoir un changement de la taille de l'élément dans les régions de maillage qui sont proches les unes des autres, aussi des éléments avec un très grand rapport d'aspect doivent être observées, elles peuvent parfois conduire à quelques difficultés dans des analyses *CFD* [63].

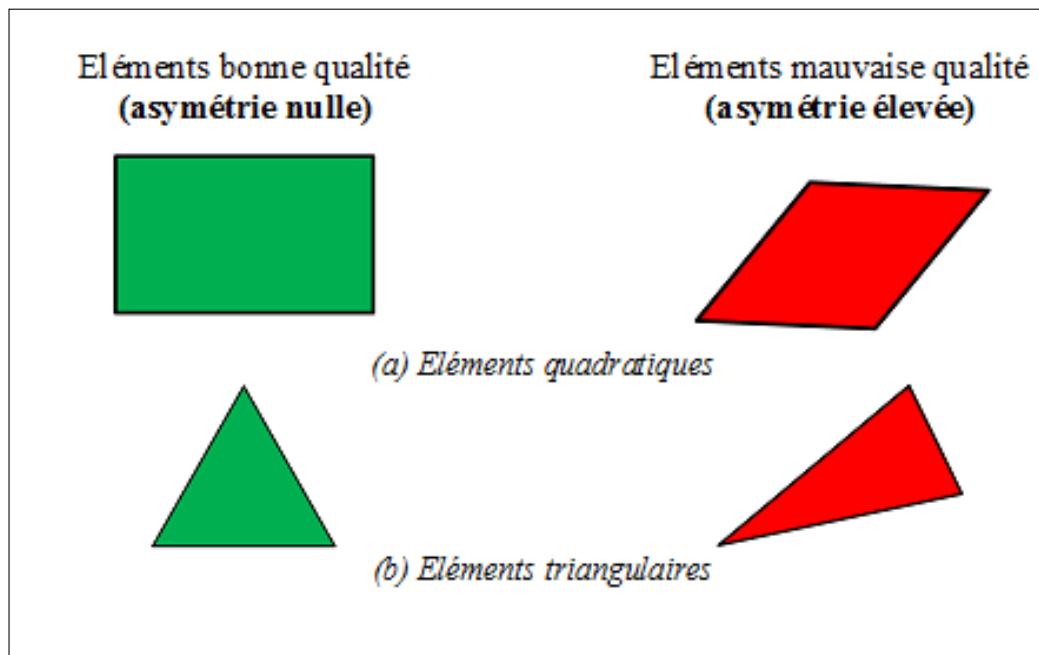


FIGURE III.29 – Éléments bidimensionnels de bonne et mauvaise qualité [64].

#### •Génération du maillage

Afin de générer un maillage de bonne qualité sans avoir besoin d'une capacité informatique conséquente et d'un temps CPU important, la géométrie du domaine fluide a été soigneusement observée. La zone du maillage non structurée a été personnalisée de manière à diminuer la quantité d'éléments sans affecter la précision de la solution *CFD*, ce qui a été obtenu en augmentant légèrement et successivement la longueur des éléments dans la direction du flux, ce qui résulte en une diminution de la quantité des éléments générés et donc du temps de calcul CPU requis et de la capacité mémoire de l'ordinateur. Le maillage est réalisé avec éléments tétraédriques

à quatre nœuds (F3D4), figure III.30.

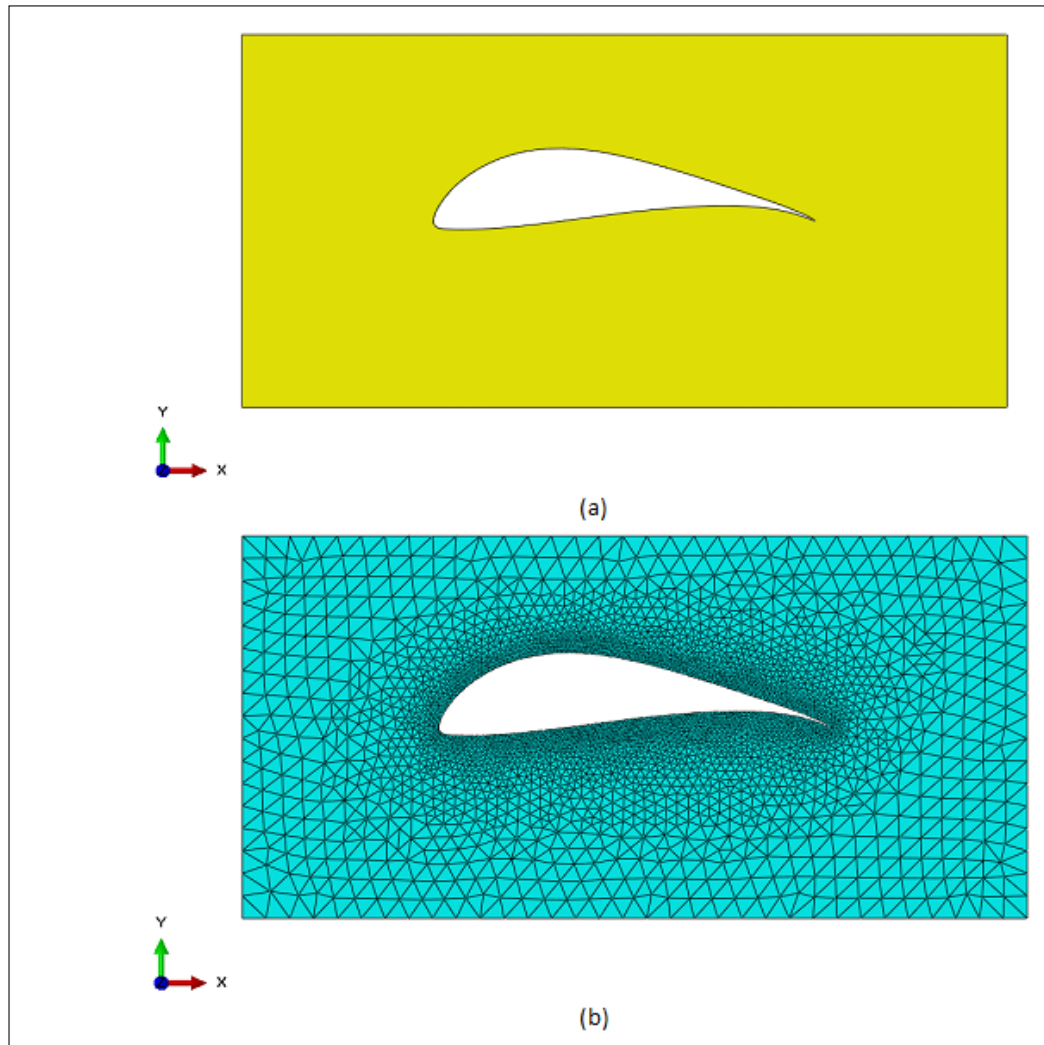


FIGURE III.30 – Maillage de la structure.

#### •Convergence du maillage

Les solutions de n'importe quelle analyse par éléments finis doivent être testées pour la convergence du maillage. Certains codes CFD ont un outil de raffinement du maillage retenu lorsque la résolution du maillage est générée automatiquement pour correspondre à la taille de l'élément requis pour obtenir une solution indépendante du maillage. ABAQUS 6.14 CFD-code n'a pas cette fonctionnalité, par conséquent l'indépendance du maillage doit être réalisée en utilisant la méthode standard [63-65]. La méthode standard peut être mise en œuvre en exécutant une série de simulations *CFD* lorsque chaque simulation est effectuée avec une résolution de maillage accrue. Le résultat de chaque simulation est ensuite comparé à la précédente, si le résultat n'est pas très différent, la résolution ou la taille de l'élément est probablement

adéquate. Dans cette analyse numérique, l'indépendance du maillage a été testée en effectuant 7 analyses avec différentes tailles d'éléments, la vitesse a été mesurée à chaque simulation CFD. La figure III.31 montre la taille des éléments à chaque simulation et la valeur de la vitesse à l'entrée reçue. La vitesse a été tracée en fonction de la taille de l'élément pour illustrer l'effet du maillage sur la solution. La vitesse semble se stabiliser autour d'une taille d'élément de 0,5 - 0,6 mm et donc la solution semble être indépendante du maillage à cette résolution. Une taille d'élément de 0,5 mm a été donc choisie comme taille optimale pour une solution indépendante du maillage. En général, l'approche décrite ci-dessus aboutit à une solution unique pour le maillage donné que nous avons utilisé. Bien que nous soyons heureux que cela ait "convergé" sur la base des valeurs d'erreur RMS, des points de contrôle et des déséquilibres, nous devons nous assurer que la solution est également indépendante de la résolution du maillage. L'absence de vérification est une cause fréquente de résultats erronés pour un calcul CFD, et ce processus devrait être effectué au moins une fois pour chaque type de problème. La façon dont nous réalisons une étude sur l'indépendance du maillage est assez simple. En générale, nous devons nous assurer que la solution remplit les trois conditions suivantes :

1. Les valeurs d'erreur résiduelle ont été réduites à une valeur acceptable (généralement  $10^{-4}$  ou  $10^{-5}$ ).
2. Les points de contrôle pour nos valeurs d'intérêt ont atteint une solution stable.
3. Le domaine présente des déséquilibres inférieurs à 1%.

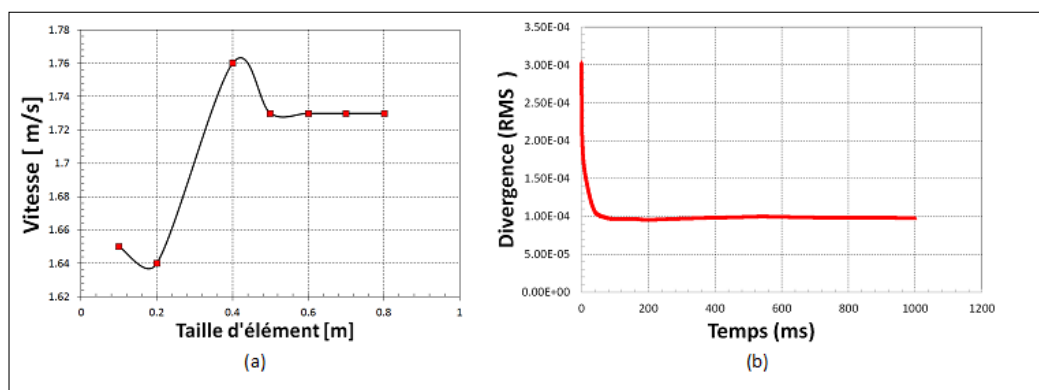


FIGURE III.31 – Convergence du maillage.

Les figures III.32 et III.33 montrent la distribution de la pression et de la vitesse pour l'angle d'attaque  $\alpha = 0^\circ$ . On voit bien que lorsque la vitesse du courant marin augmente autour du bord d'attaque cylindrique, il en résulte une chute de pression

et une inclinaison de pression négative. Cependant, lorsque le flux d'eau avance vers le bord de fuite, la vitesse diminue et la pression augmente, ce qui se termine par l'inclinaison de la pression positive et par conséquent la pression de l'eau est plus élevée à la surface supérieure et dépasse également la force de gravité qui se traduit par la force de portance.

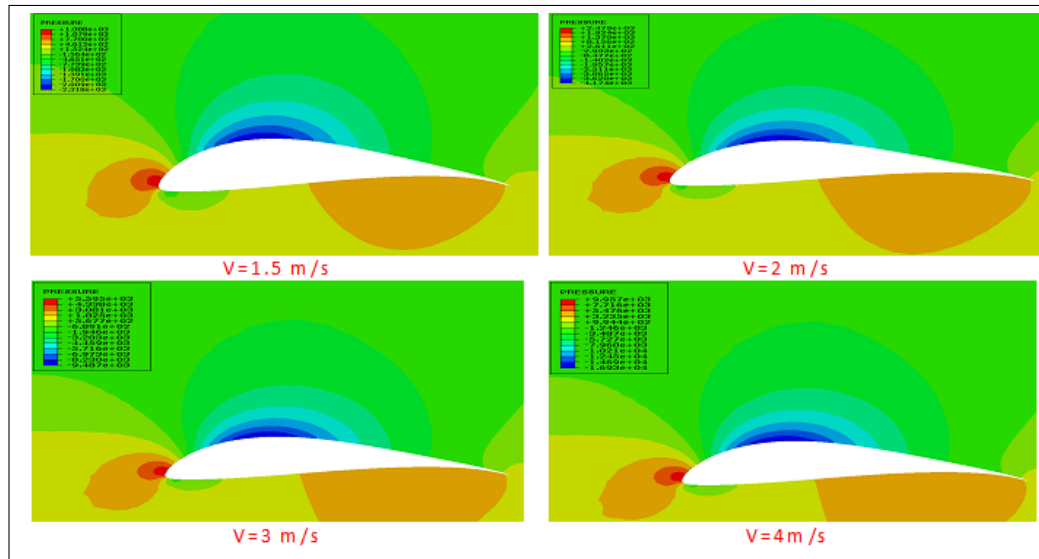


FIGURE III.32 – Distribution de la pression.

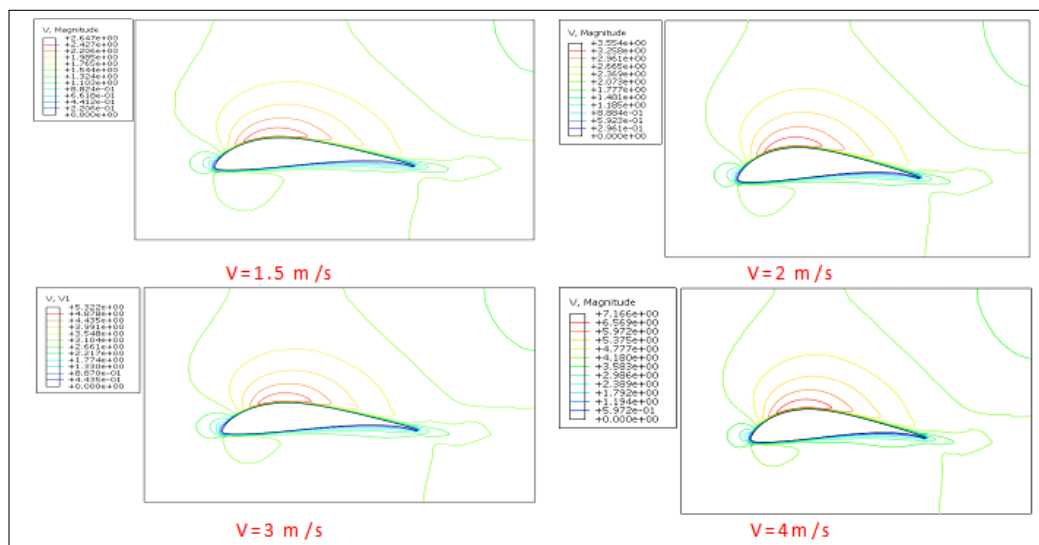


FIGURE III.33 – Distribution de la vitesse.

## **III.6 Conclusion**

Dans ce chapitre, une revue de la littérature a été réalisée pour déterminer les approches numériques les plus courantes et les plus adéquates pour l'étude des écoulements autour d'un rotor d'une hydrolienne. Il a été constaté que deux approches sont principalement utilisées pour l'analyse des turbines : le modèle BEM (Blade-Element Momentum) et le modèle CFD (Computational Fluid Dynamics). La méthode de l'élément de pale couplée au bilan de quantité de mouvement permet un dimensionnement rapide du rotor mais néanmoins sous-estime fortement les effets tridimensionnels, surtout pour des pales de faible allongement. En revanche, le modèle de Navier-Stokes (NS) est plus proche de la physique mais sa mise en œuvre et les temps de calcul en interdisent encore son utilisation à des fins de conception. Ensuite on a abordé la conception hydrodynamique d'un nouvel profil hydrodynamique en utilisant les codes XFLR5 et Abaqus/CFD. Comme le test en soufflerie est coûteux et n'est pas disponible partout, le XFLR5 peut être un excellent outil pour analyser et découvrir l'hydrofoil le mieux adapté pour une turbine hydrocinétique. De plus, il est possible de concevoir et d'examiner de nouveaux hydrofoils en fonction des besoins et à un prix avantageux. La courbe de performance de l'hydrolienne a maintenu une valeur de  $C_P$  supérieure à 50% de la plage TSR de 5 à 9 avec une  $C_P$  maximale de 51 % à  $TSR=6,5$ . Malgré ces bons résultats, des essais en soufflerie sont recommandés à l'avenir pour valider les prévisions, en particulier pour le comportement en décrochage.

Dans le chapitre suivant, nous allons nous intéresser au comportement mécanique des hydroliennes en service sous les chargements critiques tel qu'un impact accidentel couplé avec le vieillissement hygrothermique afin de répondre également aux exigences de résistance structurelle.

### III.7 Références

- [1] Froude, W. (1878). «*On the Elementary Relation between Pitch. Slip and Propulsive Efficiency*», 19, 22-33.
- [2] Glauert, H. (1935). Airplane propellers. «*In Aerodynamic theory (pp. 169-360)*». Springer, Berlin, Heidelberg.
- [3] Sørensen, J. N., & Shen, W. Z. (2002). «*Numerical modeling of wind turbine wakes*». Journal of fluids engineering, 124(2), 393-399.
- [4] Manwell, J. F., Rogers, A. L., McGowan, J. G., & Bailey, B. H. (2002). «*n offshore wind resource assessment study for New England*». Renewable Energy, 27(2), 175-187.
- [5] Masters, I., Malki, R., Williams, A. J., & Croft, T. N. (2013). «*The influence of flow acceleration on tidal stream turbine wake dynamics : A numerical study using a coupled BEM-CFD model*». Applied Mathematical Modelling, 37(16-17), 7905-7918.
- [6] Bahaj, A. S., Molland, A. F., Chaplin, J. R., & Batten, W. M. J. (2007). «*Power and thrust measurements of marine current turbines under various hydrodynamic flow conditions in a cavitation tunnel and a towing tank*». Renewable energy, 32(3), 407-426.
- [7] Chen, C. C., Choi, Y. D., & Yoon, H. Y. (2013). «*Blade design and performance analysis on the horizontal axis tidal current turbine for low water level channel*». In IOP Conference Series : Materials Science and Engineering (Vol. 52, No. 5, p. 052020). IOP Publishing.
- [8] Nicholls-Lee, R. F., & Turnock, S. R. (2007, June). «*Enhancing performance of a horizontal axis tidal turbine using adaptive blades*». In OCEANS 2007-Europe (pp. 1-6). IEEE.
- [9] Malki, R., Williams, A. J., Croft, T. N., Togneri, M., & Masters, I. (2013). «*A coupled blade element momentum-Computational fluid dynamics model for evaluating tidal stream turbine performance*». Applied Mathematical Modelling, 37(5), 3006-3020.
- [10] Fluent, A. N. S. Y. S. (2015). «*Ansys fluent*». Academic Research. Release, 14.
- [11] Gleize, V., Szydłowski, J., & Costes, M. (2004). «*Numerical and physical analysis of the turbulent viscous flow around a NACA 0015 profile at stall*». ONERA : Tire a Part, (152), 1-20.
- [12] Batten, W. M. J., Bahaj, A. S., Molland, A. F., & Chaplin, J. R. (2006). «*Hydrodynamics of marine current turbines*». Renewable energy, 31(2), 249-256.
- [13] Kang, S., Borazjani, I., Colby, J. A., & Sotiropoulos, F. (2012). «*Numerical simulation of 3D flow past a real-life marine hydrokinetic turbine*». Advances in water resources, 39, 33-43.
- [14] Afgan, I., McNaughton, J., Rolfo, S., Apsley, D. D., Stallard, T., & Stansby, P. (2013). «*Turbulent flow and loading on a tidal stream turbine by LES and RANS*». International Journal of Heat and Fluid Flow, 43, 96-108.
- [15] Eppler, R., & Somers, D. M. (1980). «*A computer program for the design and analysis of low-speed airfoils*».
- [16] Goundar, J. N., Ahmed, M. R., & Lee, Y. H. (2012). «*Numerical and experimental studies on hydrofoils for marine current turbines*». Renewable Energy, 42,

173-179.

[17] Mohamed, M. H. (2012). «*Performance investigation of H-rotor Darrieus turbine with new airfoil shapes*». *Energy*, 47(1), 522-530.

[18] Reynolds, O. (1883). XXIX. «*An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinuous, and of the law of resistance in parallel channels*». *Philosophical Transactions of the Royal society of London*, (174), 935-982.

[19] Sun, W. Y., & Sun, O. M. (2015). «*Bernoulli equation and flow over a mountain*». *Geoscience Letters*, 2(1), 7.

[20] Hardisty, J. (2009). *The analysis of tidal stream power*. John Wiley & Sons.

[21] Betz, A. (1928). «*Windmills in the light of modern research*».

[22] Vogel, C. R., Willden, R. H., & Houlsby, G. T. (2014, July). «*The power potential of a tidal turbine array with turbine power capping*». In 2nd Asian Wave and Tidal Energy Conference.

[23] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017). «*Matériaux composites pour les énergies marines renouvelables*». Éditions universitaires européennes.

[24] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Hassoon, O. H., & Benyahia, H. (2018). «*Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy : Case of ducted tidal turbine*». *Energy Reports*, 4, 31-40.

[25] Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A., & Saifaoui, D. (2016, November). «*Numerical investigation of damage progressive in composite tidal turbine for renewable marine energy*». In 2016 International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC) (pp. 559-563). IEEE.

[26] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., & Hilmi, K. (2017, April). «*Hygrothermal and mechanical performance evaluation of glass-polyester composite for renewable marine energies*». In 13ème congrès de mécanique (cmm2017).

[27] Hau, E. (2013). «*Wind turbines : fundamentals, technologies, application, economics*». Springer Science & Business Media.

[28] Morris, C. (2014). «*Influence of solidity on the performance, swirl characteristics, wake recovery and blade deflection of a horizontal axis tidal turbine*», Doctoral dissertation, Cardiff University.

[29] Wood, R. J., Bahaj, A. S., Turnock, S. R., Wang, L., & Evans, M. (2010). «*Tribological design constraints of marine renewable energy systems*». *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 368(1929), 4807-4827.

[30] Hellio, Hellio, C., Yebra, D., Apolinario, M., & Coutinho, R. (2009). «*Understanding the biofouling of offshore and deep-sea structures. In Advances in marine antifouling coatings and technologies (p. 132)*». Cambridge : Woodhead Publishing.

[31] Yebra, M., Rasmussen, S., Weinell, C., & Pedersen, L. (2010). «*Marine Fouling and Corrosion Protection for Off-Shore Ocean Energy Setups*». In 3rd International Conference on Ocean Engineering (pp. 1-6).

[32] Chen, L., & Lam, W. H. (2015). «*A review of survivability and remedial actions of tidal current turbines*». *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 43, 891-900.

[33] Buckland, H. C., Masters, I., Orme, J. A., & Baker, T. (2013). «*Cavitation*

*inception and simulation in blade element momentum theory for modelling tidal stream turbines*». Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part a : Journal of Power and Energy, 227(4), 479-485.

[34] Grasso, F. (2012). «*Design and optimization of tidal turbine airfoil*». Journal of Aircraft, 49(2), 636-643.

[35] Bahaj, A. S., & Myers, L. E. (2001). «*Cavitation prediction in operating marine current turbines*».

[36] Barber, R. B., & Motley, M. R. (2016). «*Cavitating response of passively controlled tidal turbines*». Journal of Fluids and Structures, 66, 462-475.

[37] Bahaj, A. S., Molland, A. F., Chaplin, J. R., & Batten, W. M. J. (2007). «*Power and thrust measurements of marine current turbines under various hydrodynamic flow conditions in a cavitation tunnel and a towing tank*». Renewable energy, 32(3), 407-426.

[38] Bahaj, A. S., Batten, W. M. J., & McCann, G. (2007). «*Experimental verifications of numerical predictions for the hydrodynamic performance of horizontal axis marine current turbines*». Renewable energy, 32(15), 2479-2490.

[39] M. R. Ahmed, «*Blade sections for different turbine and tidal current turbine applications-current status and future challenges*»«, International Journal of Energy Research, vol. 36, no. 7, pp. 829-844, 2012.

[40] Coiro, D. P., Maisto, U., Scherillo, F., Melone, S., & Grasso, F. (2006, April). «*Horizontal axis tidal current turbine : numerical and experimental investigations*». In Proceeding of Offshore wind and other marine renewable energies in Mediterranean and European seas, European seminar, Rome, Italy.

[41] M. J. Lawson, Y. Li and D. C. Sale, «*Development and verification of a computational fluid dynamics model of a horizontal-axis tidal current turbine*»«, in ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rotterdam, 2011.

[42] Goundar, J. N., & Ahmed, M. R. (2013). «*Design of a horizontal axis tidal current turbine*». Applied energy, 111, 161-174.

[43] W. M. J. Batten, A. S. Bahaj, A. F. Molland and J. R. Chaplin, «*The prediction of hydrodynamic performance of marine current turbines*»«, Renewable Energy, vol. 33, no. 5, pp. 1085-1096, 2008.

[44] Jing, F. M., Ma, W. J., Zhang, L., Wang, S. Q., & Wang, X. H. (2017). «*Experimental study of hydrodynamic performance of full-scale horizontal axis tidal current turbine*». Journal of Hydrodynamics, Ser. B, 29(1), 109-117.

[45] Batten, W. M. J., Bahaj, A. S., Molland, A. F., Chaplin, J. R., & Sustainable Energy Research Group. (2007). «*Experimentally validated numerical method for the hydrodynamic design of horizontal axis tidal turbines*». Ocean engineering, 34(7), 1013-1020.

[46] Batten, W. M. J., Bahaj, A. S., Molland, A. F., Chaplin, J. R., & Sustainable Energy Research Group. (2007). «*Experimentally validated numerical method for the hydrodynamic design of horizontal axis tidal turbines*». Ocean engineering, 34(7), 1013-1020.

[47] Grogan, D. M., Leen, S. B., Kennedy, C. R., & Brádaigh, C. Ó. (2013). Design of composite tidal turbine blades. Renewable Energy, 57, 151-162.

[48] Sale, D., Jonkman, J., & Musial, W. (2009). «*Hydrodynamic optimization method and design code for stall-regulated hydrokinetic turbine rotors (No.*



*NREL/CP-500-45021*)». National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States).

[49] Singh, P. M., & Choi, Y. D. (2013). «*Shape design and CFD analysis on a 1MW-class horizontal axis tidal current turbine blade*». In IOP Conference Series : Materials Science and Engineering (Vol. 52, No. 5, p. 052018). IOP Publishing.

[50] Marten, D., Pechlivanoglou, G., Nayeri, C. N., & Paschereit, C. O. (2010). «*Integration of a WT Blade Design tool in XFOIL/XFLR5*». In 10th German Wind Energy Conference (DEWEK 2010), Bremen, Germany, Nov (pp. 17-18).

[51] Selig, M. S. (Ed.). (1995). «*Summary of low speed airfoil data(Vol. 1)*». Soar-Tech.

[52] Shiu, H., Johnson, E., Barone, M., Phillips, R., Straka, W., Fontaine, A., & Jonson, M. (2012, July). «*A design of a hydrofoil family for current-driven marine-hydrokinetic turbines*». In 2012 20th International Conference on Nuclear Engineering and the ASME 2012 Power Conference (pp. 839-847). American Society of Mechanical Engineers.

[53] Polagye, B. L., Cavagnaro, R. J., & Niblick, A. L. (2013, July). «*Micropower from tidal turbines*». In ASME 2013 Fluids Engineering Division Summer Meeting (pp. V01BT12A006-V01BT12A006). American Society of Mechanical Engineers.

[54] Singh, P. M., & Choi, Y. D. (2014). «*Shape design and numerical analysis on a 1 MW tidal current turbine for the south-western coast of Korea*». *Renewable energy*, 68, 485-493.

[55] Yavuz, T., Koç, E., Kılış, B., Erol, Ö., Balas, C., & Aydemir, T. (2015). «*Performance analysis of the airfoil-slat arrangements for hydro and wind turbine applications*». *Renewable Energy*, 74, 414-421.

[56] Yavuz, T., Koç, E., & Kaynak, B. (2013). «*Hydrodynamics performance of hydrofoil-slat arrangements in 3D analysis*». *Energy conversion and management*, 75, 44-50.

[57] Marten, D., Wendler, J., Pechlivanoglou, G., Nayeri, C. N., & Paschereit, C. O. (2013). «*QBLADE : an open source tool for design and simulation of horizontal and vertical axis wind turbines*». *Int. J. Emerging Technol. Adv. Eng*, 3(3), 264-269.

[58] Montgomerie, B. (2004). «*Methods for Root Effects, Tip Effects and Extending the Angle of Attack Range to  $\pm 180$  deg, With Application to Aerodynamics for Blades on Wind Turbines and Propellers*». FOI, Swedish Defence Research Agency, Stockholm, Sweden, Report No. FOI.

[59] Viterna, L. A., & Corrigan, R. D. (1982). «*Fixed pitch rotor performance of large horizontal axis wind turbines*».

[60] Abuan, B. E., & Howell, R. J. (2019). «*The performance and hydrodynamics in unsteady flow of a horizontal axis tidal turbine*». *Renewable Energy*, 133, 1338-1351.

[61] Mason-Jones, A., O'doherty, D. M., Morris, C. E., O'doherty, T., Byrne, C. B., Prickett, P. W., ... & Poole, R. J. (2012). «*Non-dimensional scaling of tidal stream turbines*». *Energy*, 44(1), 820-829.

[62] Allmaras, S. R., & Johnson, F. T. (2012, July). «*Modifications and clarifications for the implementation of the Spalart-Allmaras turbulence model*». In Seventh international conference on computational fluid dynamics (ICCFD7) (pp. 1-11).

[63] Cencel, Y. A., & Cimbala, J. M. (2006). «*Fluid mechanics—fundamentals and applications*».

- [64] Spalart, P., & Allmaras, S. (1992, January). «*A one-equation turbulence model for aerodynamic flows*». In 30th aerospace sciences meeting and exhibit (p. 439).
- [65] Nordling, C. (2006). Jonny sterman. "Physics Handbook".

## Deuxième partie

# Études des performances des matériaux composites pour applications aux énergies marines renouvelables

# Chapitre IV

## Performances des matériaux composites sous des chargements critiques

### Sommaire

---

<b>IV.1 Introduction</b>	<b>135</b>
<b>IV.2 Généralités sur les matériaux composites</b>	<b>136</b>
IV.2.1 Définition	136
IV.2.2 structure des pièces composites	137
<b>IV.3 Les technologies de mise en œuvre des matériaux composites</b>	<b>138</b>
<b>IV.4 Application des matériaux composites pour les pales et la tuyère des hydroliennes</b>	<b>141</b>
<b>IV.5 Endommagements des composites</b>	<b>143</b>
IV.5.1 Endommagements des composites suite à un impact	144
IV.5.1.1 Classification des phénomènes d'impact	144
IV.5.1.2 Mécanismes d'endommagement lors de l'essai d'impact	146
IV.5.1.3 Les paramètres influençant la réponse à l'impact	150
IV.5.1.4 Principales approches de modélisation d'impacts	156
IV.5.2 Échelles de modélisation des structures composites	159
IV.5.2.1 Modélisation de l'endommagement d'un pli par la Mécanique de l'Endommagement	160
IV.5.2.2 Endommagement des interfaces par la Mécanique de la Rupture	162

<b>IV.6 Endommagement des composites sous l'effet du vieillissement</b> . . . . .	<b>165</b>
IV.6.1 Processus d'absorption d'eau . . . . .	165
IV.6.2 Diffusion Fickienne Classique . . . . .	166
IV.6.3 Diffusion non fickienne . . . . .	170
IV.6.4 Mécanismes de vieillissement . . . . .	171
IV.6.4.1 Vieillissement chimique . . . . .	171
IV.6.4.2 Vieillissement physique . . . . .	171
IV.6.4.3 Dégradation des performances mécanique . . . . .	172
<b>IV.7 Conclusion</b> . . . . .	<b>175</b>
<b>IV.8 Références</b> . . . . .	<b>177</b>

---

## IV.1 Introduction

Les matériaux composites séduisent de nombreux secteurs de l'industrie et le domaine des énergies marines renouvelables ne fait pas exception à la règle. Car, en la matière, les composites présentent de nombreux avantages par rapport à d'autres matériaux. L'industrie du composite a connu une croissance confortable, grâce au développement économique général et à la pénétration plus importante de ce matériau dans des marchés clés tels que l'énergie [1]. Le secteur d'énergie n'est d'ailleurs pas le seul à s'intéresser de près à ces matériaux : l'industrie nautique, aéronautique, ferroviaire, spatiale, le bâtiment, les sports et loisirs fourmillent eux aussi de nouvelles applications, figure IV.1.

D'ici 2050, la demande mondiale en énergie pourrait doubler. Pourtant, dans le

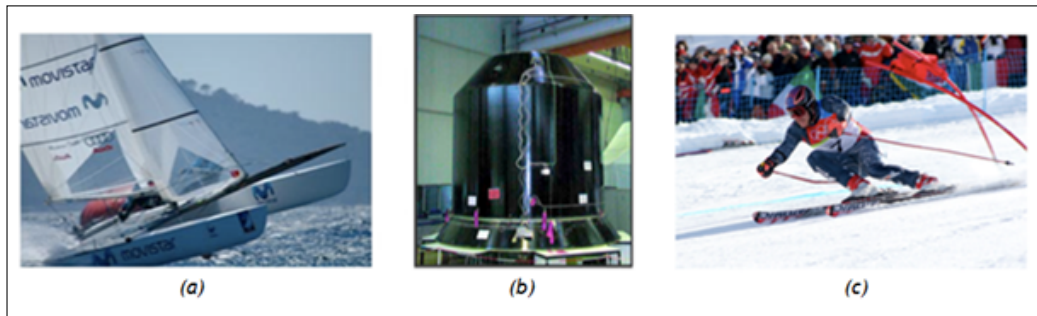


FIGURE IV.1 – Quelques applications des matériaux composites : (a) un catamaran, (b) le support de la charge utile d'Ariane 5, (c) des skis de compétition.

contexte actuel du réchauffement climatique, le recours aux énergies fossiles doit être limité. Il faudra donc de plus en plus compter sur les énergies renouvelables pour satisfaire nos besoins en la matière. Optimiser les performances de ces systèmes apparaît donc comme un impératif pour les chercheurs et les ingénieurs qui les développent. Ils comptent pour cela notamment sur les caractéristiques des matériaux composites.

Dans l'optique où la plupart des structures marines sont fabriquées à partir de matériaux composites qui, en plus d'être légers, présentent l'avantage d'être plus résistants à différents types de chargements tels que la fatigue, la corrosion... bref plus performants que les matériaux métalliques. D'autre part, l'exploitation des énergies marines renouvelables (EMR) dans les différents stades de développement rendront difficile l'accès pour les opérations de maintenance ou réparation. Les matériaux composites devraient jouer un rôle important dans ce développement, grâce à leurs propriétés spécifiques élevées et une bonne résistance au vieillissement. Pour cela, il faut impérativement s'assurer de leur durabilité; la rentabilité d'un système de

conversion d'énergie marine nécessitant une fiabilité accrue. Compte tenu du coût élevé des interventions en mer, un fonctionnement sans intervention lourde est à garantir sur une durée d'au moins 5 ans. En général les matériaux composites sont utilisés dans le secteur des EMR car ils fournissent les caractéristiques suivantes [2]

:

- Excellente résistance à la corrosion.
- Des économies considérables en poids par rapport aux systèmes métalliques équivalents.
- Réduction des vibrations et de la signature acoustique.
- Très haute résistance au rapport de poids.
- Fabrication à vitesse supérieure.
- Réalisation des pièces d'assemblage à formes géométriques complexes.
- Très bonne résistance à la fatigue.
- Flottabilité pour la maintenance.

## **IV.2 Généralités sur les matériaux composites**

### **IV.2.1 Définition**

Un matériau composite peut être défini d'une manière générale comme l'assemblage de deux ou plusieurs matériaux, l'assemblage final ayant des propriétés supérieures aux propriétés de chacun des matériaux constitutifs. On appelle maintenant de façon courante "matériaux composites" des arrangements de fibres, les renforts qui sont noyés dans une matrice dont la résistance mécanique est beaucoup plus faible [3], figure IV.2. La matrice assure la cohésion et l'orientation des fibres, elle permet également de transmettre les sollicitations auxquelles sont soumises les pièces. La nature de la matrice étant variée, il peut s'agir d'une résine thermoplastique ou thermodurcissable, par exemple le polyester, le vinylester et la résine époxy sont largement utilisés dans le domaine marin. L'autre composant principal d'un matériau composite est le renfort, qui est généralement constitué de fibres, par exemple de verre, de carbone, de bore et d'aramide. Cette liste de fibres est non exhaustive, mais pour les applications marines, les fibres de verre et de carbone sont largement utilisées. De plus, des nanocharges peuvent être ajoutées pour améliorer des propriétés spécifiques [4].

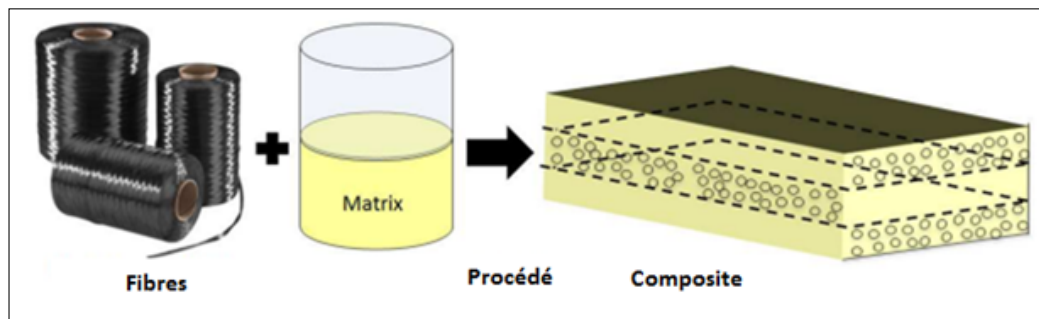


FIGURE IV.2 – Définition du matériau composite.

## IV.2.2 structure des pièces composites

Pour bien différencier entre les différents types des matériaux composites, on se base généralement sur la géométrie des renforts soit des composites à fibres courtes ou de fibres longues. Les composites à fibres courtes ou à particules sont généralement de simples « matrices chargées » aux propriétés améliorées. En revanche, les pièces composites à fibres longues possèdent fréquemment des structures bien particulières, en optimisant l'orientation et la disposition des renforts en fonction du chargement subi par la pièce. Les différents types des pièces composites sont présentés [5-7] dans la section suivante :

• **Composites tissés** : De nombreuses pièces composites sont réalisées à l'aide d'un renfort tissés. Dans ces structures, les fibres sont tressées ou alignées en « câbles » nommés torons ou simplement fils, comptant chacun quelques centaines ou milliers de fibres. Ces fils sont ensuite tissés selon des motifs plus ou moins sophistiqués. Une fois la mise en forme terminée, la matrice est présentée à deux niveaux : au sein des fils, et au sein du tissu, comme le montre la figure IV.3.

D'autres tissus sont tridimensionnels et possèdent des fils dans plusieurs directions

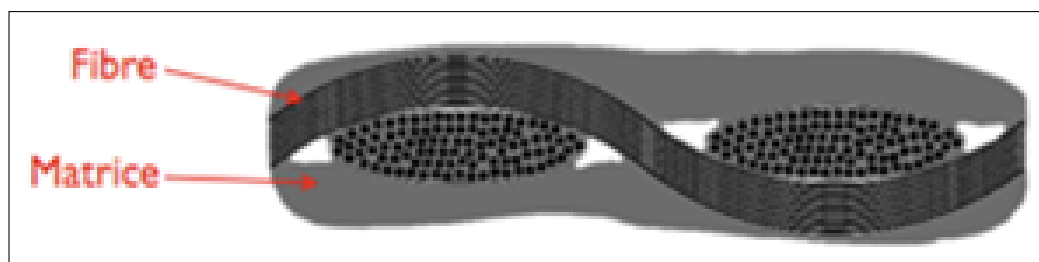


FIGURE IV.3 – Structure d'un composite tissé : fibres (regroupées en fils) et matrice (intra- et inter-fils).

non coplanaires, figure IV.4 . Ces tissus permettent de réaliser directement des pièces d'épaisseur variable et, par rapport aux assemblages de tissus plans, résistent mieux



à l'arrachement, moyennant une fabrication plus complexe [8] .

•**Composites stratifiés** :La stratification est un autre type des pièces composites

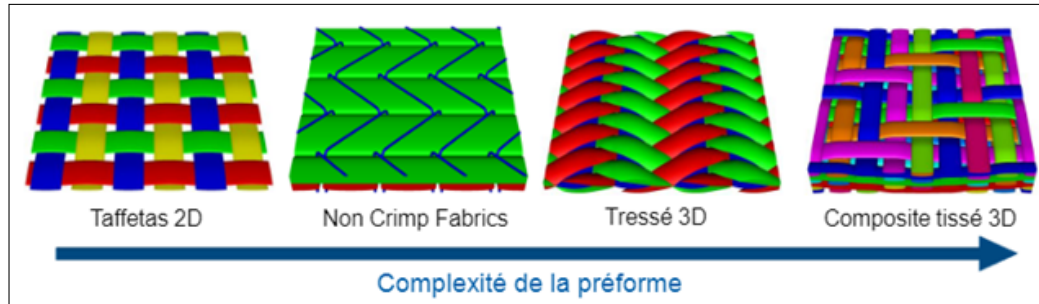


FIGURE IV.4 – Architectures de composites tissés 3D.

fréquemment rencontrés dans les applications marines. Dans un stratifié, les fibres sont agencées en couches fines (quelques dixièmes de millimètre) nommées plis, qui sont empilées les unes sur les autres ; après la mise en forme, ces couches seront liées entre elles par l'intermédiaire de la matrice. En jouant sur l'ordre et l'orientation des plis, figure IV.5, il est possible d'adapter finement les propriétés mécaniques du stratifié aux sollicitations extérieures, et donc d'atteindre un haut niveau d'optimisation en mettant la matière là où elle est la plus utile. A l'échelle de la structure, les comportements mécaniques ainsi obtenus peuvent être très complexes, et vont du quasi-isotrope à une anisotropie marquée lorsque l'application le nécessite. Les stratifiés sont globalement moins coûteux à fabriquer que les tissus 3D : en contrepartie, ils sont sujets au délaminage [9,10] .

•**Structures sandwichs** :Les pièces composites tissées ou stratifiées sont généralement minces. Par conséquent, elles ne résistent efficacement qu'aux sollicitations membranaires, c'est-à-dire dans leur plan, et résistent mal aux sollicitations hors plan (flexion et torsion). Pour concevoir des pièces rigides en flexion et en torsion, une technique couramment employée est celle des structures en sandwich, constituées de deux peaux (généralement stratifiées) collées sur une âme épaisse mais légère, comme une mousse de polymères ou un nid d'abeilles, à l'aide d'adhésifs [11] , figure IV.6.

### IV.3 Les technologies de mise en œuvre des matériaux composites

Il existe de nombreuses méthodes de fabrication des matériaux composites. Le choix de la méthode de fabrication a un impact sur chaque pièce composite réa-

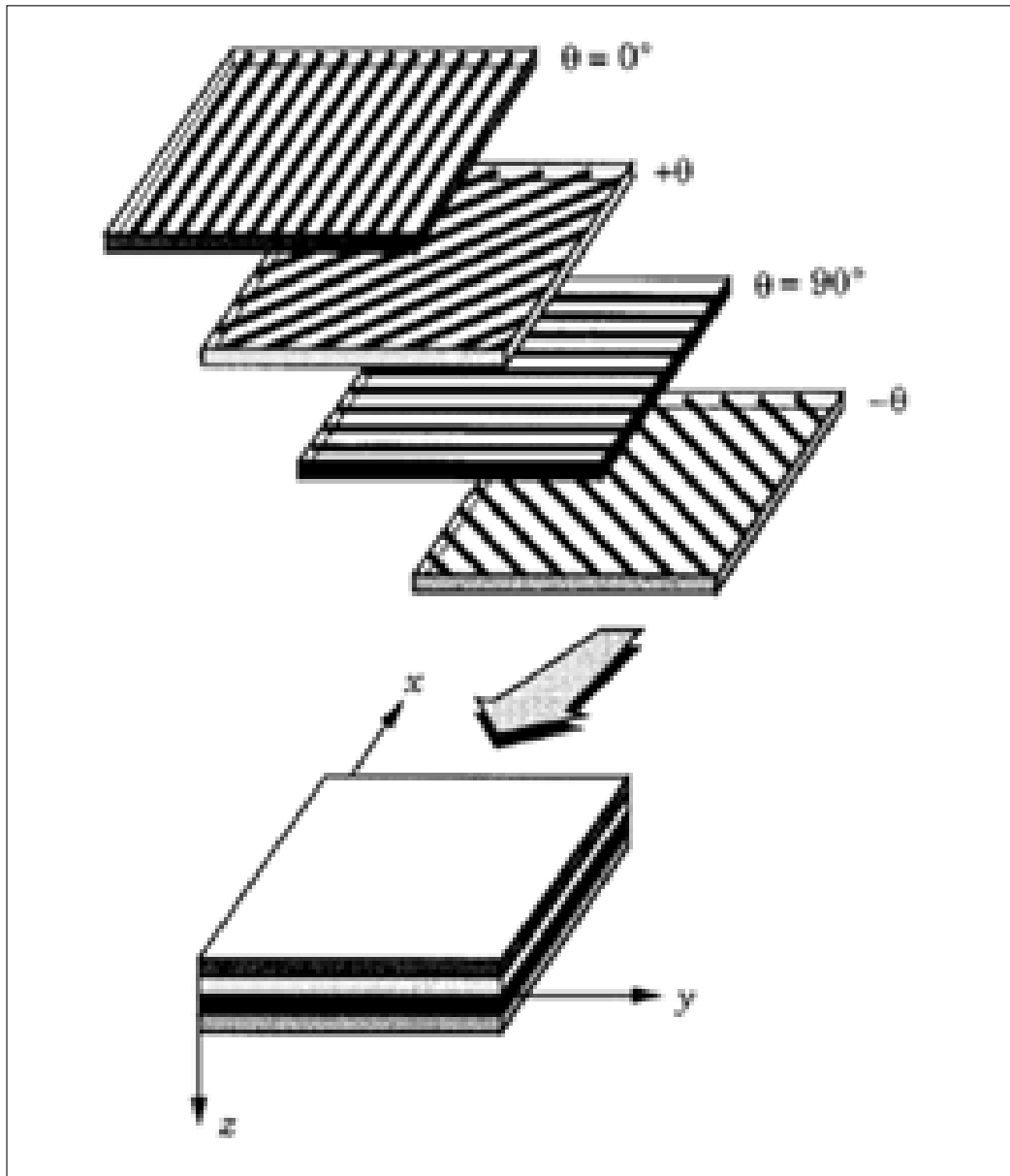


FIGURE IV.5 – Composite stratifié.

lisé. Lors d'une production de grandes quantités de pièces composites, un procédé de fabrication plus coûteux pourrait être justifié. Étant donné que le choix du procédé de fabrication a un impact sur le coût, le poids et la qualité du produit, un procédé de fabrication bien approprié doit être choisi de façon à répondre aux conditions marines particulièrement drastiques pour les composites destinés au secteur des EMR. Pour ce dernier, il faut par exemple veiller à l'intégrité structurelle des pales et des tuyères d'hydroliennes. A l'heure actuelle, les détails des procédés de fabrication des pales des hydroliennes sont très rares en raison du secret industriel et de la concurrence entre les différents projets. Néanmoins, il est possible de trouver

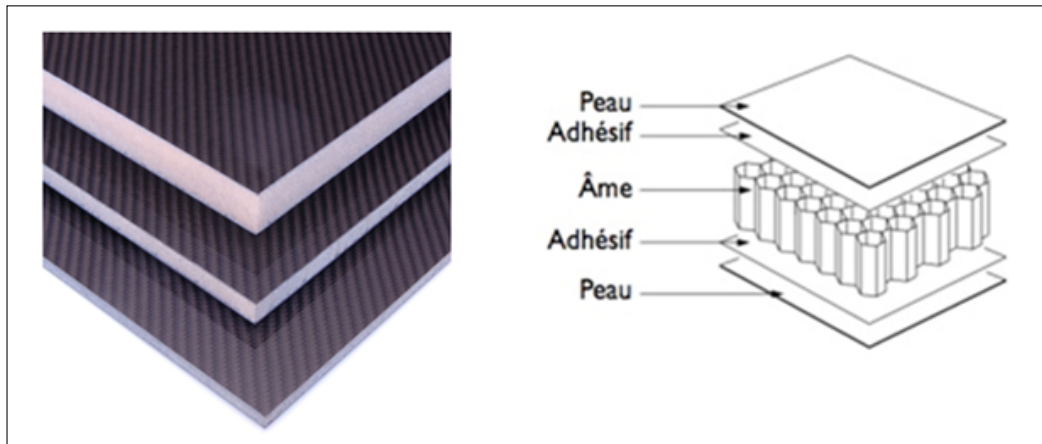


FIGURE IV.6 – Une structure sandwich et ses constituants.

quelques exemples illustrant les différentes possibilités de fabrication. Par exemple, les pales des hydroliennes de la société française Sabella [12], ont été fabriquées en utilisant différentes technologies. Comme le montre la figure IV.7, ce type de pale est composé de différents éléments. Les corps des pales ont été fabriqués par infusion sous vide. Mais la boîte à longerons, y compris la racine, ont été fabriqués à l'aide d'un composite préimprégné et d'un durcisseur autoclave. Dans une approche dif-



FIGURE IV.7 – Pale d'hydrolienne Sabella pendant la fabrication, (a) un côté du corps de la pale avant le processus d'infusion sous vide et (b) l'assemblage final avec longerons [12].

férente, Airborne Marine a développé un procédé RTM (Resin Transfer Moulding) afin de fabriquer des pales d'hydrolienne pour un autre projet de turbine [13,14]. Les pales de 4 mètres présentées à la figure IV.8 ont été fabriquées à l'aide d'un processus RTM.

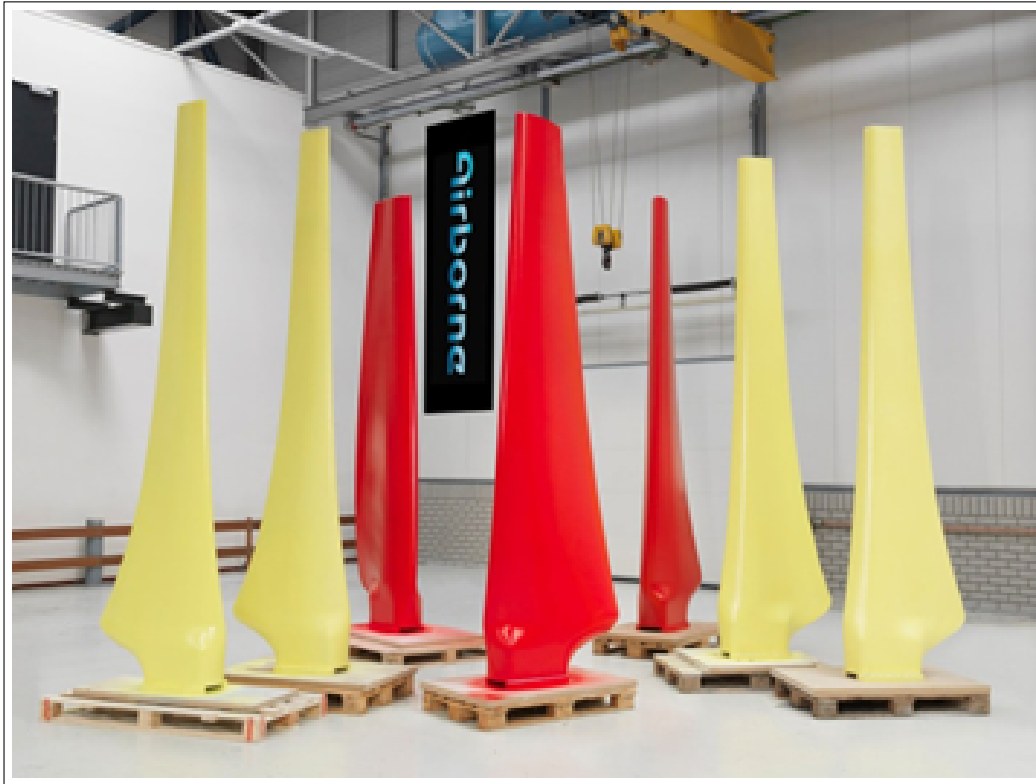


FIGURE IV.8 – Pales d'hydrolienne de l'Airborne Marine [13] .

#### **IV.4 Application des matériaux composites pour les pales et la tuyère des hydroliennes**

Au début du développement des énergies marines renouvelables, certains concepteurs ont estimé qu'il était nécessaire de fabriquer des rotors marins en acier afin d'assurer la rigidité de la structure. Cependant, la fabrication des pales en acier était très coûteuse. De plus, l'acier est lourd et sensible à la corrosion induite par l'eau de mer. L'intérêt de l'utilisation de matériaux composites pour les structures de convertisseurs d'énergie hydrolienne est basé sur les améliorations potentielles des performances hydrodynamiques et structurelles. L'anisotropie des composites peut être conçue de manière à permettre une adaptation tridimensionnelle de la déformation de la pale [15] . La fiabilité de ces composants, dans un environnement très sévère, est cruciale pour la rentabilité des systèmes d'énergie des courants marins ou les matériaux composites offrent une bonne résistance à la corrosion [16] et à la fatigue [17] . Certaines études antérieures dans la littérature présentent la procédure de conception structurelle des pales des hydroliennes utilisant des stratifiés composites [18] , [19] . D'autres études ont décrit les caractéristiques et les possibilités

de l'application de matériaux composites aux structures des pales des hydroliennes [20,21]. Les pales sont généralement renforcées par des fibres de carbone avec des épaisseurs assez importante, en particulier dans la zone de raccordement entre les pales et le moyeu. Certains développeurs ont préféré le renforcement de verre (Open-Hydro / DCNS) ou une combinaison des deux renforcements, figure IV.9. Pour les deux types de matériaux, il est essentiel d'étudier l'influence de l'eau de mer sur le comportement des matériaux [22,23].

De même, la turbine Tocado T100 (Tocado International BV), une structure



FIGURE IV.9 – Pales et carénage en composite de l'hydrolienne Open-Centre d'Open-Hydro.

relativement petite adaptée aux courants fluviaux et aux courants de marée côtiers [24], a été fabriquée selon un procédé RTM [13]. Tous les éléments structurels du prototype de turbine SeaUrchin de 2 kW sont en matériaux composites, figure IV.10. Ceci souligne la sévérité de l'environnement et la nécessité de bien dimensionner les pales d'hydroliennes. Un nouveau projet, financé par l'ADEME, pour une turbine de diamètre 10 mètres (D10) a été réalisée, figure IV.11. Ce projet a conduit à la mise en œuvre d'une hydrolienne à échelle industrielle pour une puissance de 1 MW. La construction de cette hydrolienne a débuté en juin 2012. Les pales sont en carbone et ont été construites par CDK Technologies, chantier naval de construction de bateaux de course au large basé à Port-la-Forêt dans le Finistère. Son immersion a été réalisée en 2015 dans le Passage du Fromveur, entre l'île d'Ouessant et l'archipel

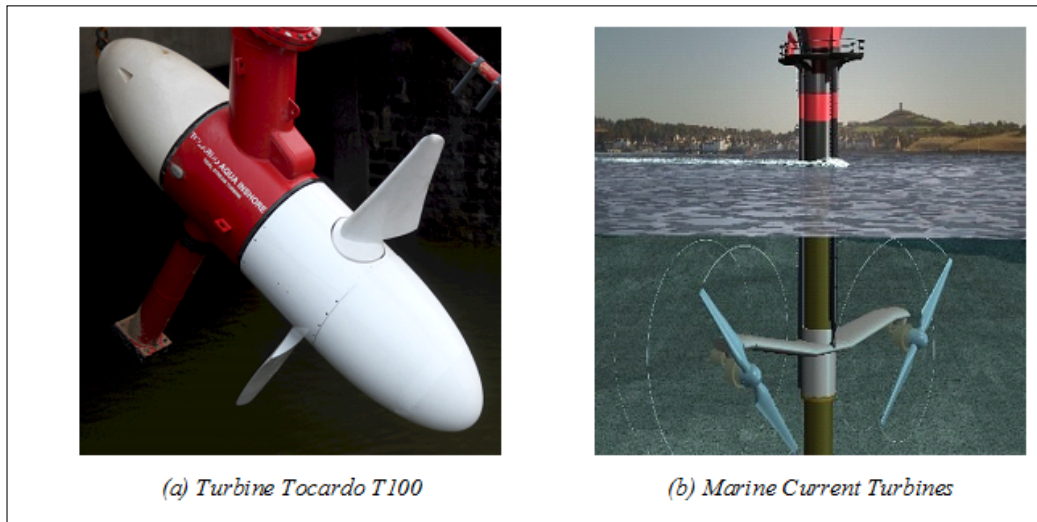


FIGURE IV.10 – Hydroliennes en matériaux composites.

de Molène, à 55 m de profondeur. Elle a été raccordée au réseau électrique ERDF de Ouessant, ce qui en a fait la première hydrolienne raccordée au réseau électrique en France. Elle est restée en place pendant un an. L'année.

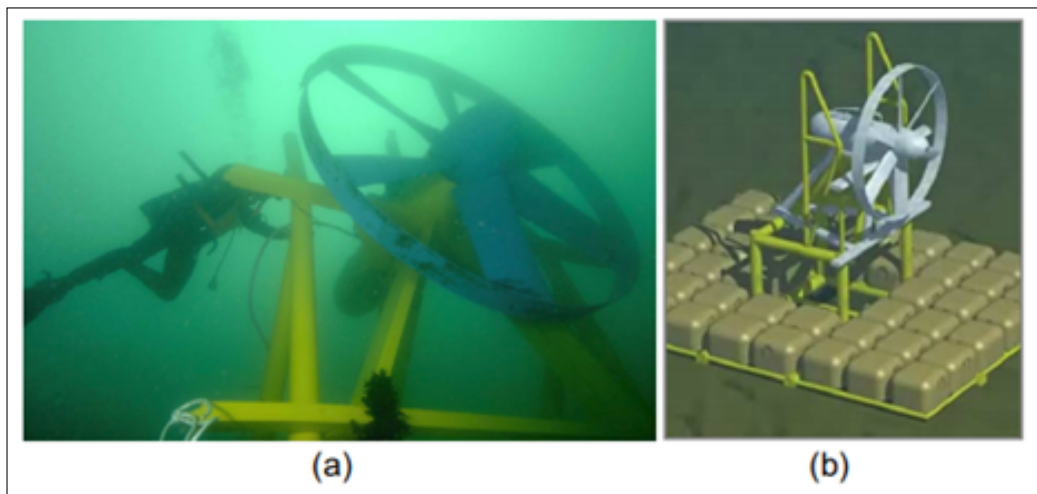


FIGURE IV.11 – Projet Sabella D10.

## IV.5 Endommagements des composites

Les matériaux composites apparaissent dans les structures des systèmes de récupération des énergies marines renouvelables comme les pales d'hydrolienne et de la tuyère. Dans ce cadre, La fiabilité de ces composants dans un environnement très

sévère est cruciale pour la rentabilité de ces systèmes récupérateurs d'énergie des courants marins. Ces structures sont sujettes à de nombreux types de chargements, tels que les impacts de corps externes ( galets charriés par le courant), la fatigue due à la variation des courants, mais également à diverses agressions liées à l'environnement marin telles que la variation de la température et de l'humidité qui peuvent induire du vieillissement . Une compréhension approfondie du comportement à long terme de ces parties mobiles est donc essentielle. D'autres facteurs naturels ralentissent le développement de l'hydrolien, comme la corrosion, le biofouling, qui a stoppé net le programme mené depuis 2011 par OpenHydro sur le site breton de Paimpol-Bréhat où une gigantesque turbine de 850 tonnes avait été expérimentée [24-27] , figure IV.12.

L'endommagement désigne les phénomènes de création de nouvelles surfaces au sein d'un matériau sous l'effet d'une sollicitation. Krajcinovic [28] définit l'endommagement comme une augmentation de la taille ou du nombre de fissures. Ceci engendre une diminution des caractéristiques mécaniques du système qui mène à sa ruine. Cependant, les différents mécanismes d'endommagement liés à ces matériaux sont présentés de manière générale. Les différentes approches de modélisation de l'endommagement et de la rupture des structures composites sont présentées dans les sections suivantes dans le cas de sollicitation dynamique de type impact et environnementale de type le vieillissement.

### **IV.5.1 Endommagements des composites suite à un impact**

Lors du dimensionnement des matériaux composites, l'endommagement dû à l'impact est un enjeu majeur. Contrairement aux matériaux métalliques qui portent en surface les traces d'une sollicitation de type impact, les matériaux composites peuvent avoir subi la même sollicitation alors qu'aucune trace n'est visible sur la surface. Cependant, cette sollicitation dynamique peut modifier la cohésion interne de la structure. Une réduction de la rigidité et des modules peut alors se faire ressentir [29] .

#### **IV.5.1.1 Classification des phénomènes d'impact**

Il faut alors définir si l'impact faible énergie induit forcément de faibles vitesses d'impact. Sjöblom [30] et Shivakumar [31] et leurs collaborateurs ont défini l'impact faible vitesse comme un évènement pouvant être traité comme une sollicitation quasi-statique. Pour eux, la limite supérieure des basses vitesses peut varier de 1 à 10 m/s selon la rigidité de l'objet impacté, des matériaux de l'éprouvette, de la



FIGURE IV.12 – Biofouling sur une hydrolienne immergée pendant trois ans au Canada, recouverte d’algues.

masse et de la rigidité de l’impacteur. La réponse dynamique de la structure dépend alors fortement de la durée du contact. La réponse est gouvernée par l’énergie de déformation. Cantwell et Morton [32] caractérisent comme impact faible vitesse toute sollicitation dynamique ayant une vitesse inférieure à 10 m/s, en se basant sur les vitesses employées lors de l’utilisation courante des appareillages expérimentaux (par exemple une tour de chute libre ou un pendule de choc Charpy). Abrate [29], quant à lui, considère que toutes les sollicitations dynamiques inférieures à 100 m/s sont des impacts faible vitesse. Liu [33] et Joshi [34] ont une approche différente qui se base sur l’endommagement interne à la structure. Ils classent donc comme sollicitation haute vitesse tout impact ayant une pénétration provoquant des ruptures de fibres. Les sollicitations faible vitesse sont caractérisées par du délaminage et de la fissuration matricielle. Dans le cas d’impacts faible énergie, la réponse mécanique des composites peut évoluer selon les vitesses de sollicitation ou le temps d’impact [35], figure IV.13. Les phénomènes physiques prépondérants dans le cas de l’impact sont soit les ondes de dilatation, soit les ondes de flexion, soit une réponse quasi-statique [36], figure IV.14. Dans ses travaux, Cesari [37] a évalué la limite des impacts faible énergie en fonction de la sévérité de l’impact et de la limite en compression Après Impact. Il classe donc les défauts créés en fonction de l’énergie d’impact et



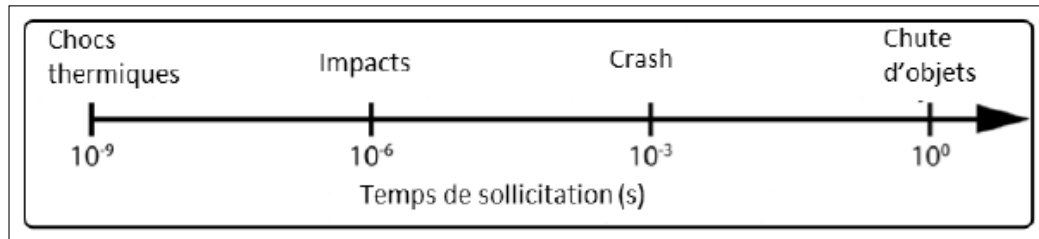


FIGURE IV.13 – Classification des phénomènes dynamiques suivant le temps de sollicitation [35] .

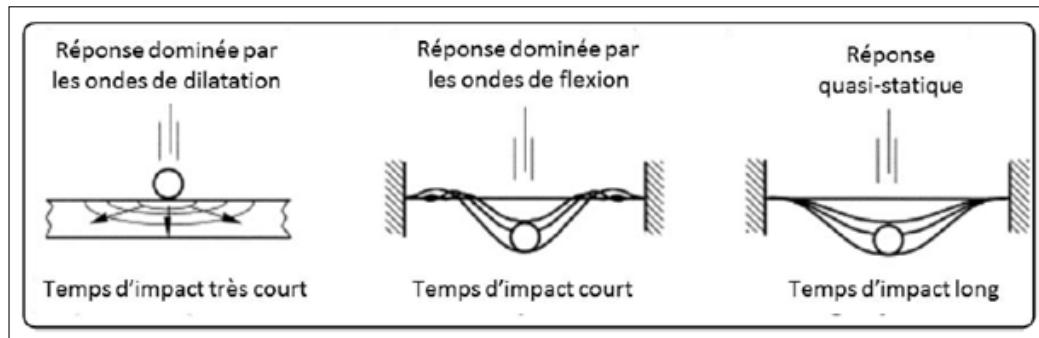


FIGURE IV.14 – Type de réponse selon la durée de l'impact [36] .

fait apparaître la limite correspondant à la détectabilité du défaut par inspection visuelle. Ce défaut est alors appelé Barely Visible Impact Damage (BVID), figure IV.15. Cette limite est donc différente pour tout type de système fibres/résine, en terme quantitatif, mais est similaire en terme de défaut généré [37] .

#### IV.5.1.2 Mécanismes d'endommagement lors de l'essai d'impact

Différents modes de dégradation des matériaux composites existent. Dans le cas d'une sollicitation de type impact faible énergie, les phénomènes ayant lieu peuvent être induits par des inhomogénéités microscopiques dues au processus de fabrication (bulles, microcavités, ..). Nous rappelons donc les différents types de phénomènes de dégradation relatifs aux composites, de façon à comprendre les modes de dégradation, puis nous nous intéresserons au cas de l'impact [38] . Pour classer les dégradations des stratifiés, une échelle s'impose : l'échelle du pli. Nous classons ces phénomènes de 2 catégories : les mécanismes dits continus et les mécanismes dits discrets. A cause de l'hétérogénéité et de la nature anisotropique des matériaux composites, quatre modes majeurs de dégradation peuvent être identifiés, figure IV.16 :

- La fissuration matricielle (échelle microscopique)
- Le délaminage

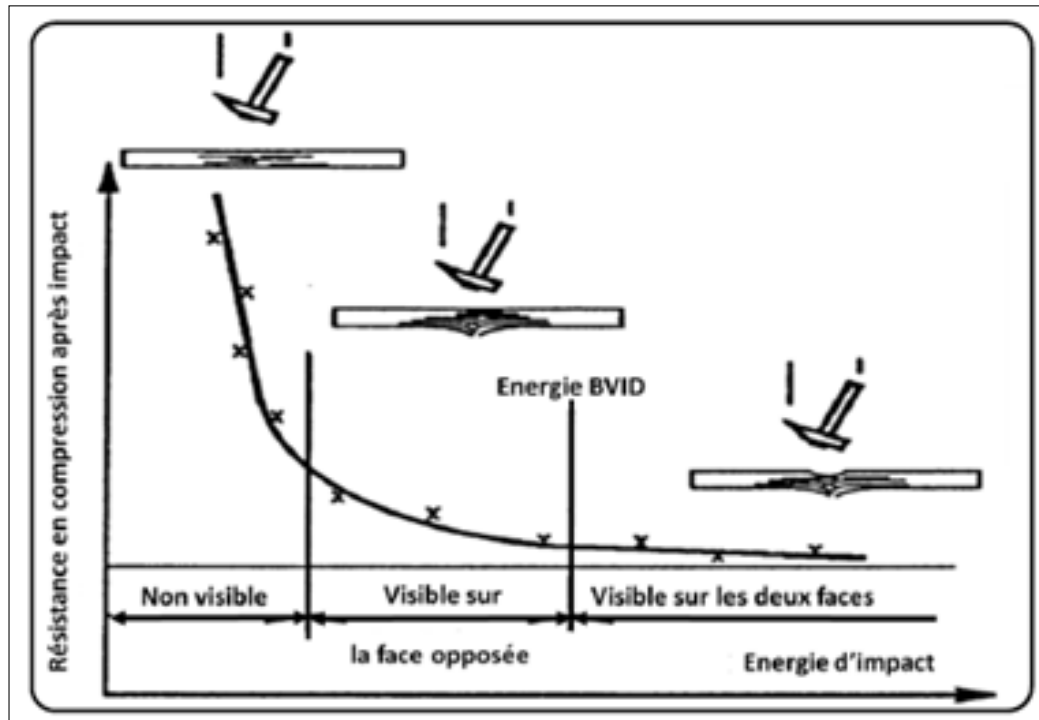


FIGURE IV.15 – Sévérité de l'impact [38] .

- La rupture et le flambement des fibres
- La pénétration et les écrasements associés

Il est très important d'identifier les modes d'endommagement de façon à obtenir des informations, non seulement sur l'impact, mais aussi sur les caractéristiques mécaniques résiduelles de la structure. De plus, les interactions entre les différents modes d'endommagement sont importantes dans la compréhension de l'initiation et de la propagation de l'endommagement [40] . Dès lors, chacun de ces modes est développé dans le cas de l'impact faible énergie.

- **Endommagement matriciel** : L'endommagement matriciel est le premier type d'endommagement qui se produit lors d'un impact faible énergie transverse [41-47] . Cet endommagement se traduit par la fissuration matricielle et le décollement entre les fibres et la matrice. Cette fissuration matricielle est due à la différence des propriétés mécaniques entre les renforts et le liant. Elle est souvent orientée dans le plan, et parallèlement aux fibres dans le cas des plis unidirectionnels. Joshi et al. [48] ont étudié un empilement [0/90/0] impacté à une énergie inférieure à 5 Joules et déduisent que les fissures présentes dans le pli supérieur et dans le pli moyen apparaissent dès le début de l'essai.

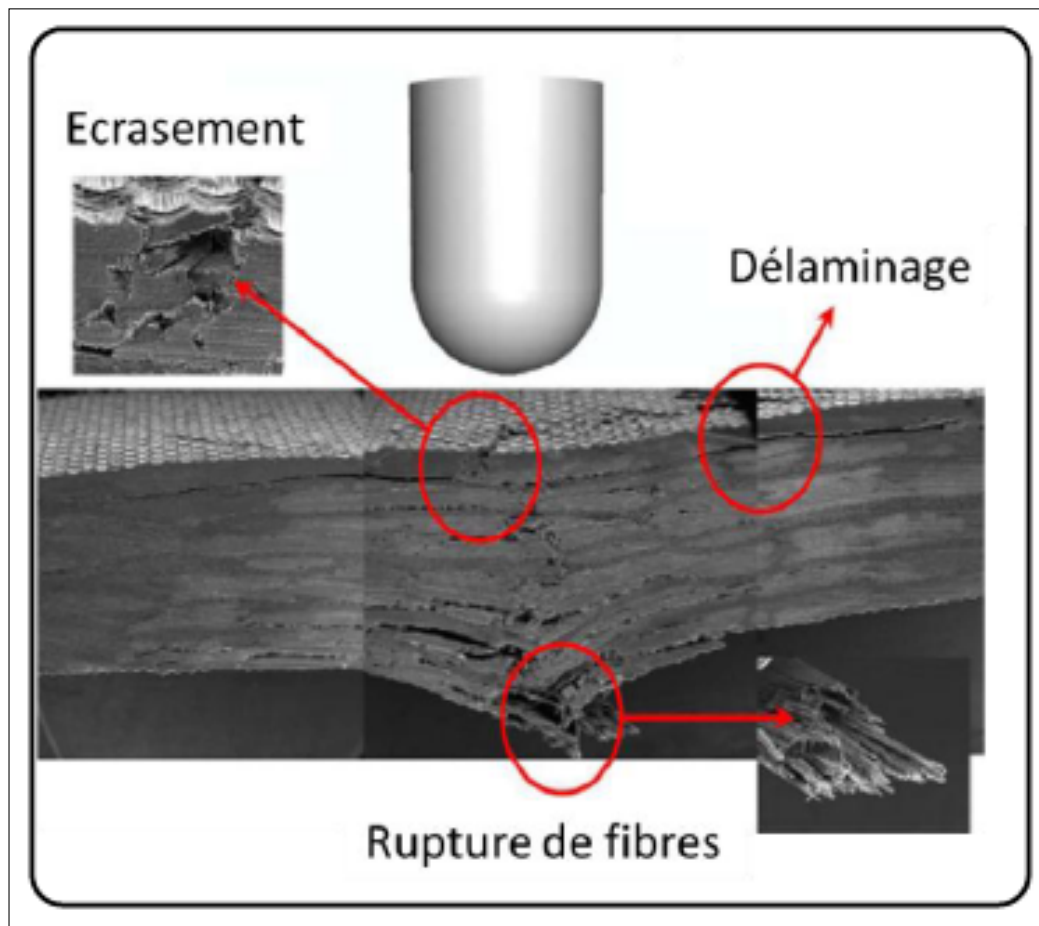


FIGURE IV.16 – Décohésions fibre-matrice [37] .

• **Le délaminage** :Le délaminage est caractérisé comme des fissurations qui se propagent dans une zone riche en résine entre les plis d'orientation différente [49] . Le délaminage est dû à la différence de module de flexion entre les plis d'orientation différente. Dans le cas de stratifiés (0/90°), il prend généralement la forme d'une ellipse dont l'axe principal est orienté suivant les fibres du pli inférieur [50] . Les contraintes induites par la flexion de la plaque sont les principales causes de délaminage puisque dans la direction des fibres, la plaque tend à avoir une flexion concave alors que dans la direction transverse, sa flèche est convexe. Dorey [51] a travaillé sur l'énergie élastique de déformation au niveau des délaminages, dans le cas des plaques impactées, et il en a déduit l'expression suivante :

$$E = \frac{2\tau^2 e L^3}{9E_f t} \quad (\text{IV.1})$$

Avec  $\tau$  la contrainte admissible en cisaillement interlaminaire de l'éprouvette,  $e$  sa largeur,  $t$  son épaisseur,  $E_f$  son module de flexion et  $L$  la longueur entre appuis du

montage d'impact.

- **Rupture de fibres** : Ce mode d'endommagement apparaît plus tard dans le mode de dégradation des composites impactés et est principalement le résultat d'une contrainte importante dans les fibres lors du flambement [52-55] . Son lieu d'apparition est la face opposée à la face d'impact. Dorey [51] présente une équation simple de l'énergie nécessaire à provoquer des ruptures de fibres .

$$E_{fibrefracture} = \frac{\sigma^2 etL}{18E_f} \quad (IV.2)$$

avec  $\sigma$  la contrainte admissible en flexion de l'éprouvette,  $e$  sa largeur,  $t$  son épaisseur,  $E_f$  son module de flexion et  $L$  la longueur entre appuis du montage d'impact.

- **Forme de la zone endommagée** : Dans la littérature, deux formes caractéristiques de la zone endommagée sont mises en évidence, figure IV.17 : le cône d'endommagement et la forme en double hélice [56] . Le cône d'endommagement est situé sous l'indentation résiduelle et se propage jusqu'à la face opposée de l'éprouvette. Il prend en compte l'ensemble des endommagements provoqués par l'impact. On distingue souvent trois types de zones importantes : la zone délaminée, la zone endommagée et l'empreinte de l'impacteur. L'endommagement en double hélice caractérise, quant à lui, la zone délaminée dans des stratifiées 0/90°. L'hélice est de plus en plus importante dans l'épaisseur de l'éprouvette (face impactée vers face opposée à l'impact).

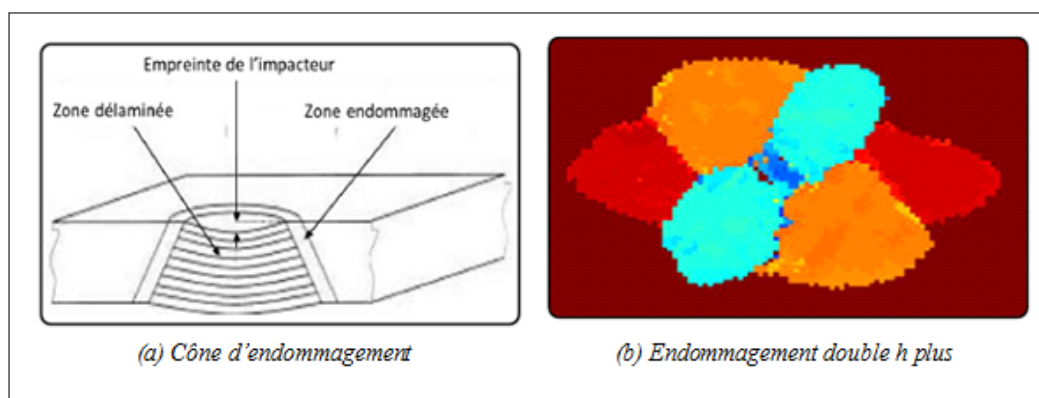


FIGURE IV.17 – Formes de zone endommagée [56] .

### IV.5.1.3 Les paramètres influençant la réponse à l'impact

La nature tridimensionnelle des effets du chargement dynamique la rend sensible à un grand nombre de paramètres. Les principaux paramètres influant les dommages d'impact sont évoqués dans cette partie. Les paramètres majeurs restent le trio : énergie d'impact, vitesse initiale de l'impacteur et la masse de l'impacteur, liés par l'énergie cinétique incidente de l'impacteur. Selon la combinaison de ces paramètres, la réponse de la cible sera contrôlée par des phénomènes physiques différents, ce qui engendrera des dommages différents.

●**Énergie d'impact** :Lors d'un impact, une partie plus ou moins importante de l'énergie incidente est absorbée sous forme de fragmentation du matériau. Cette énergie est donc un paramètre essentiel dans la compréhension des phénomènes engendrés lors d'un impact sur une pièce composite. Elle détermine, en effet, la quantité d'énergie disponible qui pourra être absorbée par la cible sous forme de déformation élastique et d'endommagement. Une série d'impacts à 10, 20, 30 et 40 Joules sur des plaques rectangulaires en carbone/époxy de trois séquences d'empilement différentes a montré que, quel que soit l'empilement considéré, l'aire délaminée projetée, mesurée par transmission d'ultrasons, augmentait avec l'énergie d'impact incidente [57]. L'endommagement du stratifié ne survient qu'à partir d'un certain seuil énergétique, dépendant des propriétés du matériau, de son module de flexion et des conditions aux limites qui lui sont imposées [58]. Pour les impacts de plus faibles énergies, l'énergie incidente est absorbée sous forme de déformation élastique, puis restituée à l'impacteur pour le rebond [59].

●**Vitesse d'impact** :Selon la vitesse incidente, la réponse de la cible sera dominée par une flexion de type quasi-statique de la plaque, par des ondes de flexion ou par des ondes de déformations [53]. Les impacts sont en général classés en impacts basse vitesse et impacts haute vitesse, voire hyper-véloces (balistique et impact de débris spatiaux), mais la transition entre ces catégories reste à l'heure actuelle sujette à débats [46]. Pour des vitesses faibles et à faible énergie d'impact (petits chocs), cas souvent référencé comme impact basse vitesse dans la littérature, le problème est considéré comme quasi-statique. La réponse de la plaque est alors dominée par sa flexion globale. Cette déflexion permet d'absorber élastiquement une partie de l'énergie incidente pour la restituer ensuite à l'impacteur. Il y a donc moins d'énergie disponible pour endommager le matériau. A vitesse élevée, en revanche, les déflexions sont plus localisées et les ondes de déformations n'ont pas le temps de se propager dans l'ensemble de la structure. Celle-ci n'a pas le temps de répondre, ce qui conduit à des dommages très localisés. Une plus faible part d'énergie est absorbée élastiquement, la part manquante par rapport à un cas d'impact basse vitesse est absorbée

par endommagement successif des constituants du matériau, selon leurs propriétés. Ces observations donnent lieu à une première distinction entre impacts basse et haute vitesse [30]. Les impacts à basse vitesse, traités comme des événements quasi-statiques, ont ainsi une limite supérieure comprise entre un et une dizaine de mètres par seconde, selon les caractéristiques du problème d'impact considéré (rigidité de la cible, propriétés des matériaux testés, masse et rigidité de l'impacteur). Les impacts à haute vitesse sont ceux pour lesquels une réponse localisée est constatée. Une manière de classer les types d'impacts est de considérer la manière de générer expérimentalement un impact [32]. Les impacts à basse vitesse peuvent alors aller jusqu'à dix mètres par seconde. Dans son livre, Abrate [54] stipule cependant que les impacts à basse vitesse peuvent atteindre la vitesse de cent mètres par seconde. Liu et Malvern [33] préfèrent un classement des impacts en fonction des dommages créés au sein du stratifié. Les dommages d'impact sont, en effet, de premier plan pour la tolérance aux dommages. Les impacts à basse vitesse sont alors ceux pour lesquels surviennent uniquement de la fissuration matricielle et des délaminages. Les impacts à haute vitesse, quant à eux, sont ceux au cours desquels surviennent des ruptures de fibres induites par la pénétration progressive de l'impacteur dans la cible. Enfin, Robinson et Davies [55] définissent un impact à basse vitesse comme un événement pendant lequel l'onde de déformation se propageant à travers l'épaisseur ne joue pas de rôle significatif dans la distribution des contraintes. Pour établir la transition vers les impacts haute vitesse, ils établissent un modèle simple. Une zone cylindrique sous l'impacteur subit une déformation uniforme tandis que l'onde de déformation se propage à travers la structure impactée. La déformation en compression s'écrit alors, pour une vitesse d'impact  $V$  et une vitesse  $C$  du son dans le matériau :

$$\varepsilon_c = \frac{V}{C} \quad (\text{IV.3})$$

Pour des déformations à rupture entre 0,5 % et 1 %, le passage au mode haute vitesse dominé par la propagation d'onde de déformations se situe entre dix et vingt mètres par seconde, pour les composites stratifiés à fibres de carbone et résine époxy.

•**Forme de l'impacteur** : La classification des impacts en fonction de la vitesse initiale de l'impacteur est la plus couramment employée. Cependant, Olsson préfère l'usage d'un critère en masse pour déterminer la nature de la réponse à un impact [53]. La masse, ainsi que la géométrie et la raideur de l'impacteur sont en effet aussi à prendre en compte. La forme de l'impacteur influe sur le taux de pénétration dans la structure, le pic de force, le temps de contact et la charge seuil de dommage. Dans leurs travaux, Mitrevski et al. [56] ont testé l'influence de la forme de l'impacteur sur

les réponses d'impact et les dommages induits de plaques composites tissées en fibres de verre et matrice polyester ou en fibres de carbone et matrice époxy. Quatre formes d'impacteurs ont été testées (figure IV.18) : plan , sphérique , ogival ) et conique . Cet ordre correspond au classement des formes d'impacteur selon le maximum de force de contact qu'elles induisent. Pour le temps de contact, la déflexion maximale mesurée et l'énergie absorbée, ce classement est inversé. Du point de vue des défauts

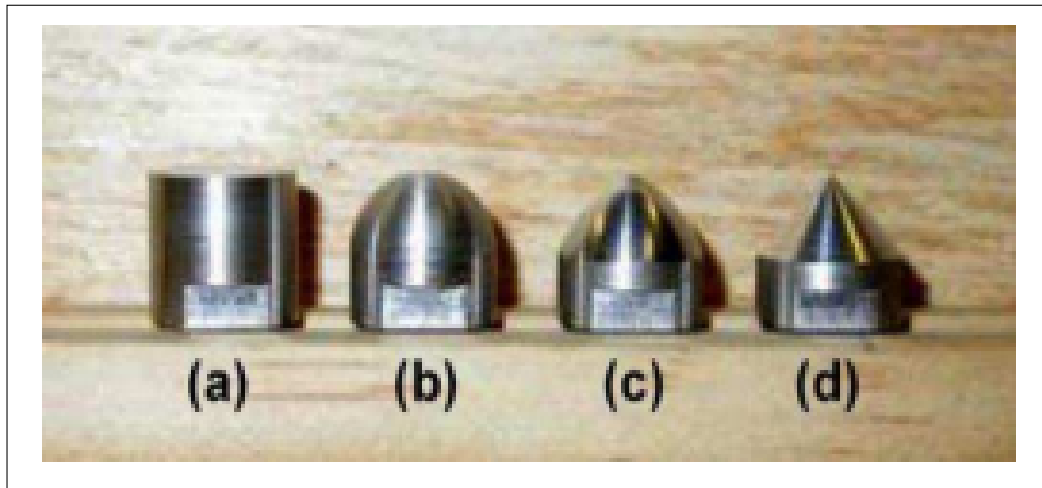


FIGURE IV.18 – Géométries des impacteurs testées dans les travaux [56] .

engendrés, l'impacteur plan ne laisse pas d'empreinte résiduelle et crée des défauts difficilement détectables par illumination de la face opposée à l'impact, dans les composites tissés en fibres de verre et matrice polyester. L'impacteur conique est celui qui laisse l'indentation la plus profonde, suivi de l'impacteur ogival puis de l'impacteur sphérique. Les aires endommagées mesurées sont cependant équivalentes, pour ces trois formes d'impacteur. Dans la majorité des cas, l'impacteur est considéré comme infiniment rigide. Cependant, la raideur de l'impacteur a une influence sur le comportement à l'impact, selon son rapport à la raideur de la cible, comme dans le cas d'impact de glace ou de choc d'oiseau, qui ont lieu pour des vitesses généralement élevées. Il est à noter également que dans certains cas, l'impacteur peut dissiper une partie de l'énergie incidente (plasticité, fragmentation. . .). Un simple modèle masse-ressort à deux degrés de liberté permet de déterminer la raideur de l'impacteur à partir de laquelle il peut être considéré comme infiniment rigide [57] , figure IV.19. Ce modèle est similaire au modèle plus complexe proposé par Shivakumar et al. [31] , mais en négligeant la masse dynamique effective de la plaque, par rapport à la masse de l'impacteur, et les effets de membrane et de cisaillement de la plaque. Ce

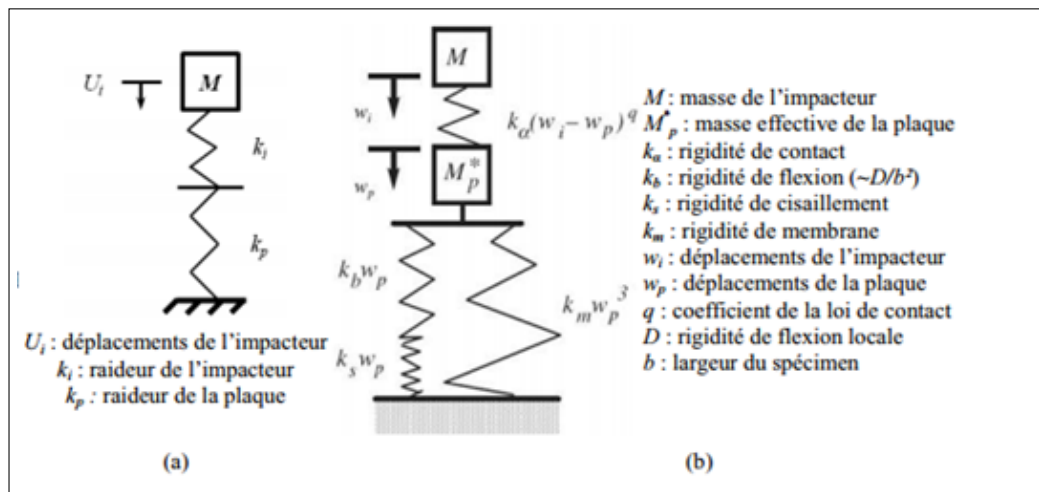


FIGURE IV.19 – Modèles masse-ressort pour l'impact à basse vitesse et basse énergie : (a) Trousset [57] et (b) Davies [36] .

Le système masse-ressort admet l'équation différentielle suivante :

$$\ddot{U}_i + \frac{K_i K_p}{M(K_i + K_p)} U_i = 0 \quad (\text{IV.4})$$

$U_i$  et  $\ddot{U}_i$  sont, respectivement, le déplacement et l'accélération de l'impacteur,  $k_i$  et  $k_p$  les raideurs de l'impacteur et de la plaque et  $M$  la masse de l'impacteur. L'équation différentielle admet la solution suivante, en prenant pour conditions initiales :  $U_i = 0$  et  $\dot{U}_i = V_i$

$$\dot{U}_i = \frac{V_i}{\omega} \sin(\omega t) \quad \text{avec } \omega = \sqrt{\frac{K_i K_p}{M(K_i + K_p)}} \quad (\text{IV.5})$$

La force de contact maximale,  $F_{max}$ , et le temps de contact,  $t_f$ , évoluent alors comme :

$$\begin{aligned} F_{max} &= M\omega V_i \\ t_f &= \frac{\pi}{\omega} \end{aligned} \quad (\text{IV.6})$$

Ce modèle approximatif donne une idée de l'évolution du temps de contact et de la force maximale de contact en fonction de la rigidité et de la masse de l'impacteur, ainsi que de la vitesse incidente. En effet, si l'on trace l'évolution de la force maximale d'impact en fonction de la rigidité de l'impacteur, celle de l'impacté étant constante, avec la relation  $k_i = \alpha k_p$ , on remarque que la force maximale de contact comme le temps de contact tendent vers une asymptote.

- **Conditions aux limites imposées à la cible** : L'influence des conditions aux limites sur la réponse d'une structure à un impact est aisément envisageable



dans le cas d'impacts à basse vitesse pour lesquels la durée du contact est suffisamment grande pour que l'ensemble de la structure ait le temps de répondre [53]. En effet, selon leur nature, les mouvements autorisés de la structure ne seront pas les mêmes et donc sa réponse différera. Par exemple, une plaque encastree pourra plus difficilement fléchir qu'une plaque simplement appuyée à ses bords [58]. Elle absorbera moins d'énergie par déformation élastique et donc s'endommagera plus qu'une plaque en configuration libre. Pour les impacts à très haute vitesse, les conditions aux limites pourront être la plupart du temps ignorées du fait que le phénomène d'impact est terminé avant même que les ondes de déformations n'aient atteint les bords de la structure.

- **Géométrie et empilement de la cible** : La géométrie de la cible est un paramètre important. Le mode de rupture dépend en effet du ratio envergure / épaisseur de la plaque impactée [59-63]. Selon ce ratio, la plaque va plus ou moins pouvoir se déformer élastiquement et donc limiter les endommagements. La réponse à l'impact sera également modifiée : les plaques élancées présentent des réponses plus oscillantes que les plaques plus petites [64]. Liu et al. [33] ont cependant mis en évidence que l'effet de l'épaisseur de stratifiés verre/époxy composés de plis orientés à 0° ou 90° était plus important que l'effet de l'envergure. Ils rappellent, pour justifier leurs observations, que la flexion du stratifié est proportionnelle aux dimensions dans le plan et au cube de l'épaisseur. Lorsque l'épaisseur du stratifié est importante, des fissures matricielles se développent à partir de la zone de contact [65], où de fortes contraintes sont induites par l'impacteur. Lorsque l'épaisseur de la cible est faible, sa flexion lors de l'impact sera plus importante et amorcera donc les fissurations matricielles dans le pli opposé à la zone de contact avec l'impacteur, figure IV.20.

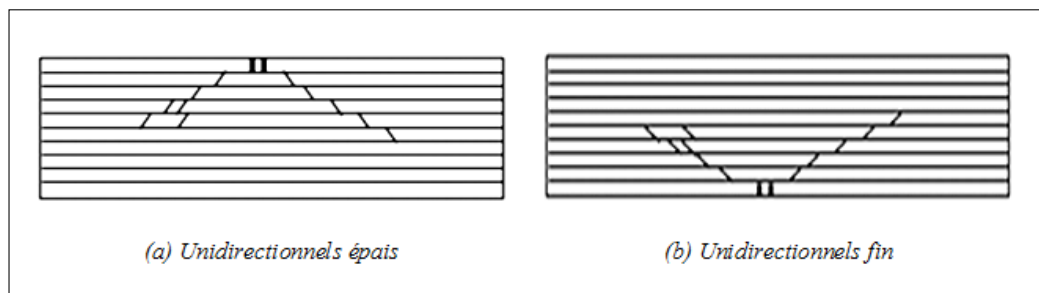


FIGURE IV.20 – Endommagement dans un stratifié de plis UD.

- **Géométrie et empilement de la cible** : La création des défauts est liée aux propriétés des constituants du matériau composite, à savoir : les fibres, la matrice

et l'interface. C'est pourquoi les propriétés des constituants du composite ont une influence sur les dommages induits par un impact.

1. *Fibres* :Les fibres supportent majoritairement la charge appliquée. Il existe différentes fibres sur le marché, qui possèdent des propriétés différentes : les fibres de verre, les fibres d'aramide (Kevlar®) et les fibres de carbone sont les plus répandues [66,67]. Les résistances à l'impact du verre et de l'aramide sont supérieures à celles du carbone, du fait du mode de rupture progressif de ces fibres, comparé à la rupture fragile des fibres de carbone. Les fibres de Kevlar possèdent la plus grande capacité à absorber l'énergie [32]. La diminution du diamètre des fibres entraîne une augmentation de leur déformation à rupture, donc de leur capacité à absorber l'énergie de déformation [32]. D'autre part, la bonne résistance à un impact ne signifie pas que les propriétés résiduelles en présence de défauts d'impact seront meilleures. Des compromis sont donc à faire pour parvenir à une structure optimisée.
2. *Matrice* :La matrice protège et solidarise les fibres. Elle assure également le transfert des charges d'une fibre à l'autre. Sa raideur et sa résistance sont en général bien plus faibles que celles des fibres mais son rôle reste critique : le délaminage peut entraîner jusqu'à 50 % de perte de performance [32]. Des améliorations ont été apportées aux matrices de première génération qui n'étaient pas très résistantes pour augmenter leur tenue mécanique. Pour les matrices de troisième génération, par exemple, des nodules thermoplastiques ont été introduits dans la matrice époxy pour améliorer les capacités d'absorption d'énergie de la matrice. Le composite impacté étant soumis à de la flexion, les propriétés de la matrice en mode de cisaillement sont très importantes. Là encore, un compromis est à faire entre les différentes propriétés requises du matériau : vieillissement humide, température de fusion, résistance à la propagation de fissures, résistance à l'impact et propriétés résiduelles, etc [46].
3. *Interface* :Les propriétés de l'interface entre la fibre et la matrice influencent les dommages induits par un impact [32-46]. Une adhérence fibre-matrice faible entraîne une résistance au cisaillement faible et donc une apparition de décohésions pour des contraintes transverses faibles, ainsi qu'une multiplication rapide de ces décohésions. En revanche, une adhérence forte augmente la résistance au cisaillement, retarde l'apparition des décohésions mais, du fait de la sensibilité aux entailles liée au traitement de surface de la fibre, la

résistance en traction après impact du matériau est réduite. Selon l'usage de la structure, un compromis est donc à faire.

#### **IV.5.1.4 Principales approches de modélisation d'impacts**

L'intérêt, d'une part, pour comprendre et modéliser l'influence des paramètres du choc sur les dommages et, d'autre part, leur prévision sur structures composites a engendré un grand nombre d'articles. Davies et Olsson différencient les modèles analytiques des modèles numériques destinés à la simulation par éléments finis. Les modèles analytiques servent principalement à modéliser la réponse globale à un impact. Parmi les modèles numériques, ceux basés sur la mécanique continue de l'endommagement sont distingués des modèles d'endommagement dits « discrets », où l'endommagement est représenté par des éléments endommageables reliant entre eux les éléments de volume de la structure modélisée.

- **Modèles analytiques** : Les modèles analytiques ont été les premiers mis en place, lorsque les capacités des calculateurs ne permettaient pas encore de réaliser des simulations complètes avec des discrétisations fines [68]. D'après Davies et Olsson [36], ces modèles permettent de comprendre les effets de masses, de raideur de plaque et de géométries. Ils permettent de voir directement l'influence des paramètres d'un impact sur la réponse globale et l'étendue des délaminages. Ils permettent aussi de pré-dimensionner rapidement les structures composites [69], en vue de réaliser les essais d'impact. Abrate distingue quatre méthodes de construction de modèles analytiques [29]. Les modèles basés sur l'équilibre énergétique prennent pour hypothèse que le comportement en impact basse vitesse et faible énergie reste quasi-statique. Le modèle d'impact sur un milieu semi-infini, quant à lui, prend uniquement en compte la déflexion de la plaque. C'est un modèle très efficace si le front de déformation n'atteint pas les frontières de la plaque. Les modèles masse / ressort sont les plus rencontrés [68,69]. Ils consistent à représenter de manière simplifiée la dynamique du problème. Lorsque l'impacteur est beaucoup plus rigide que la plaque, il est modélisé par une masse ponctuelle, tandis que la plaque est représentée par sa masse et ses raideurs en membrane, flexion et cisaillement. Il est plus rare d'avoir des formulations explicites de la dépendance aux paramètres d'un impact avec ces modèles mais ils s'avèrent plus rapides et moins coûteux que les autres méthodes basées sur la méthode des éléments finis. Cependant, les modèles analytiques sont limités à des géométries simples et souvent liés à une configuration particulière d'impact (conditions aux limites, gamme d'énergie...). D'autre part, ils sont souvent limités à l'amorçage des dommages ou bien donnent une vision

partielle de l'étendue des dommages. Ils ne permettent pas non plus de connaître précisément la nature des dommages créés au sein du stratifié. Enfin, il faut mettre en place d'autres modèles analytiques pour connaître la réponse d'une structure et la croissance des endommagements lors d'un chargement post-impact [36].

- **Modèles Numériques**

1. *Modèles éléments finis avec endommagement « discret »* : Les modèles avec endommagement « discret » consistent à discrétiser la structure stratifiée en éléments volumiques reliés entre eux par des éléments endommageables, qui représentent à la fois la fissuration matricielle et les délaminages potentiels. La même technique n'est actuellement pas transposée aux ruptures de fibres, pour des raisons de complexité du maillage [70]. Initialement, ce genre de modèle a servi à comprendre les mécanismes d'endommagement au cours d'un impact, notamment le couplage entre l'endommagement matriciel et le délaminage, mis en évidence expérimentalement [33]. C'est le cas du modèle de Lammerant et Verpoest [71], ou encore ceux proposés par de Moura et Gonçalves [72] ou par Zhang et al. [73]. Bouvet et al. [70] ont mis en place un modèle de plaque avec endommagement discret permettant de simuler des impacts sur des stratifiés « industriels », comportant un nombre relativement important de plis et d'interfaces, tout en tenant compte de manière simple du couplage entre la fissuration matricielle et le délaminage. Dans ce modèle, le stratifié est discrétisé en éléments volumiques joints entre eux par des ressorts endommageables [74] ou des interfaces endommageables [70], figure IV.21. Les fissures matricielles sont obligatoirement verticales, pour limiter la complexité du maillage de la zone impactée, ce qui limite le modèle à des composites épais, où l'épaisseur du pli peut être négligée, par rapport à l'épaisseur du stratifié. La densité de fissures étant fixée par la discrétisation, le modèle de rupture des éléments cohésifs est choisi sans dissipation d'énergie supplémentaire. Le modèle de 2009 a été amélioré pour prendre en compte l'effet de la rupture des fibres sur la propagation des délaminages et la perforation de la plaque impactée [74]. Le nouveau modèle permet également la propagation des délaminages en mode d'ouverture et en mode de cisaillement, ce qui a permis de mettre en évidence la prépondérance du mode d'ouverture des fissures à l'amorçage des délaminages et celle des modes de cisaillement en propagation. Le modèle de 2012 tient également compte de l'effet des débris de matrice [75] sur la refermeture des fissures matricielles, responsables, d'après les auteurs, de l'indentation permanente. Ce modèle semble être en accord avec les données expérimentales fournies par les auteurs mais pose le problème de la dépendance au maillage. Le fait de présumer de l'orientation et de la position des fissures matricielles peut également s'avérer problématique pour la transposition des dommages prévus pour une

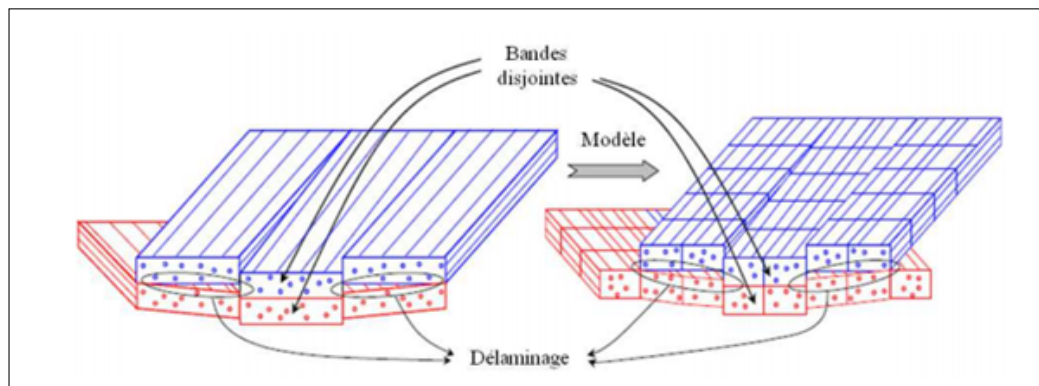


FIGURE IV.21 – Discrétisation du stratifié impacté dans le cadre d’une modélisation dite « discrète » des dommages [70] .

simulation des performances résiduelles. Bien que les modèles avec endommagement discret ait été développés dans des codes de calcul industriels (ANSYS [71] , Samcef [70] ou Abaqus/Explicit [74] ), ils s’avèrent intrusifs et difficilement transférables, à l’heure actuelle, à l’industrie. La question de la dépendance au maillage relative à ces modèles d’endommagement discret reste ouverte, ainsi que leur prédictivité. Une technique originale de traitement de l’impact a été établie au cours des travaux de thèse d’Ilyas [75] . La zone impactée a en effet été modélisée par des Smoothed- Particle Hydrodynamics (SPH), méthode initialement développée pour les écoulements de fluide. Elle permet de prévoir correctement les contraintes au sein du stratifié et autorise le branchement d’une fissure sans connaissance préalable de sa localisation, ce qui semble prometteur pour la prévision des endommagements.

**2. Modèles éléments finis avec endommagement continu :** Les modèles numériques d’impact basés sur la mécanique continue de l’endommagement tiennent compte de la présence de fissures au sein du matériau par le biais de leurs effets sur les propriétés du stratifié. Aucune discontinuité n’est introduite dans le modèle éléments finis pour représenter les dommages, à l’exception, dans la plupart des modèles, des délaminages, souvent modélisés par des modèles de zones cohésives (les interfaces sont ainsi localisées explicitement). Les modèles matériaux de la mécanique continue de l’endommagement sont souvent construits dans un cadre thermodynamique, dans lequel la positivité de la dissipation est traduite par des endommagements ne pouvant que croître. Selon les auteurs, les modèles d’endommagement sont plus ou moins complexes et intègrent plus ou moins les différentes caractéristiques du comportement des matériaux composites à matrice organique, au travers du choix et du nombre des variables internes. Dans un premier temps, le dommage est amorcé lorsqu’un critère de rupture, écrit selon le mode, en contrainte ou en déformation,

est atteint. Ensuite, les propriétés du stratifié sont dégradées, progressivement ou brutalement, pour caractériser l'effet de l'endommagement sur le comportement du matériau. Dans le cas d'une dégradation progressive, une variable d'endommagement est introduite dans le modèle pour diminuer directement les propriétés élastiques du matériau ou bien les contraintes supportées par le point de Gauss endommagé. Cette variable d'endommagement peut être associée au mode de rupture considéré [75] ou bien au type d'endommagement créé (rupture de fibres, matricielle ou délaminage) [76]. Les modes de dégradation varient, selon les auteurs et selon les modes de rupture. Par exemple, Donadon et al. [77] ou encore Faggiani et Falzon [78] ont utilisé des modèles de dégradation linéaire. Dans le cas des modèles de comportement basés sur des critères énergétiques, la régularisation de l'énergie dissipée est faite en introduisant une longueur caractéristique du modèle élément fini pour s'assurer que l'énergie dissipée calculée correspond à la ténacité du matériau [79].

#### IV.5.2 Échelles de modélisation des structures composites

Les modélisations numériques concernant les matériaux composites se sont développées à partir des années 80. Elles se sont traduites par la mise en place d'une échelle de type mésoscopique [80]. Cette échelle se situe entre l'échelle microscopique qui correspond aux composants de base du matériau et l'échelle macroscopique qui est liée à une structure globale. Le stratifié est alors dissocié en monocouches homogènes modélisant les plis et en interfaces inter-laminaires modélisant le comportement cohésif entre les plis [80], figure IV.22. Cependant, pour modéliser l'endommage-

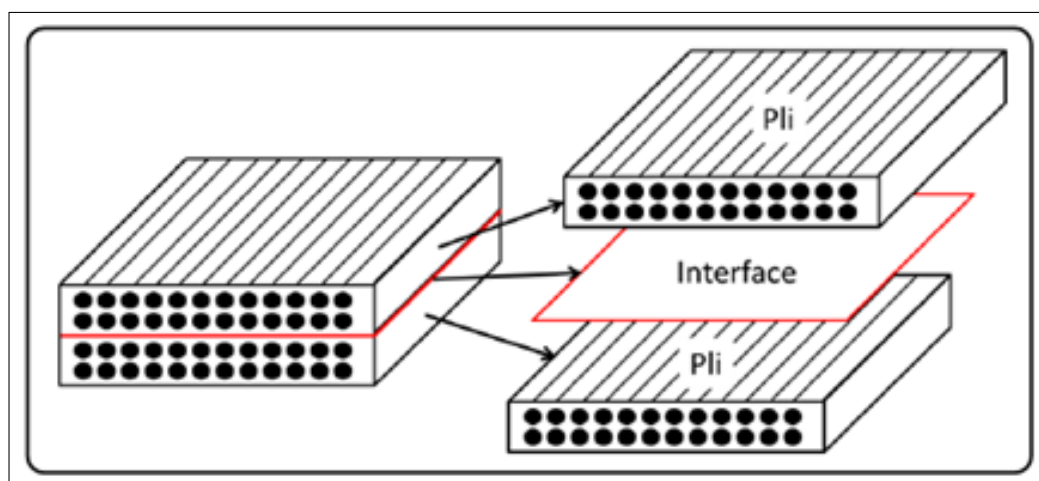


FIGURE IV.22 – Mésoconstituants d'un stratifié.

ment, deux approches peuvent être utilisées : la mécanique de l'endommagement ou la mécanique de la rupture.

### IV.5.2.1 Modélisation de l'endommagement d'un pli par la Mécanique de l'Endommagement

Dans ce type de modélisation, les surfaces cohésives assurent la transmission des contraintes normales et tangentielles des déplacements d'un pli par rapport à un autre. Elles sont introduites pour modéliser, grâce à la mécanique de l'endommagement, la séparation des plis successifs [81]. Cependant, cette modélisation n'est applicable que pour des modèles dans lesquels nous retrouvons des zones à fort gradient : il faut alors utiliser une approche tridimensionnelle. Basé sur les recherches de Kachanov et Rabotnov [82], Ladevèze [83] a développé la théorie de l'endommagement anisotrope pour les matériaux composites pour modéliser le comportement des plis élémentaires. Ce modèle a pour variable d'endommagement l'évolution de la rigidité du pli. A partir de cette théorie, un modèle théorique a été développé en considérant le pli homogène orthotrope avec un comportement élasto-plastique endommageable. Ce modèle repose sur les phénomènes de dégradation microscopiques : microfissuration transverse, décohésion fibres/matrices et déformation anélastique de la matrice [81-83]. D'autres théories d'endommagement ont été développées et sont fortement utilisées dans les codes de calculs commerciaux pour caractériser l'endommagement des matériaux composites. Elles se basent sur un état initial sain et la structure suit une loi matériau initiale de type élastique orthotrope ou anisotrope. Lorsque la charge en service de la structure atteint un point de fonctionnement maximal (point A), figure IV.23, il y a initiation de l'endommagement. Dès lors le comportement évolue et l'endommagement grandit jusqu'à rupture totale de l'élément. On peut distinguer les différentes phases de dégradation d'un élément, telles qu'elles sont implémentées dans Abaqus [84]. La loi bilinéaire proposée comporte :

- Le comportement constitutif non endommagé (réponse élastique) ;
- L'initiation du dommage (point A) ;
- L'évolution du dommage (droite A-B) ;
- La suppression de l'élément (point B).

Le critère d'initiation le plus utilisé actuellement, est le critère de Hashin et Rotem [85] et décrit un endommagement plan dans le pli, Tableau 1.

- Fibre en tension ( $\sigma_{11} \geq 0$ )

$$F_{ft} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \alpha \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{IV.7})$$

- Fibre en compression ( $\sigma_{11} < 0$ )

$$F_{fc} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{IV.8})$$

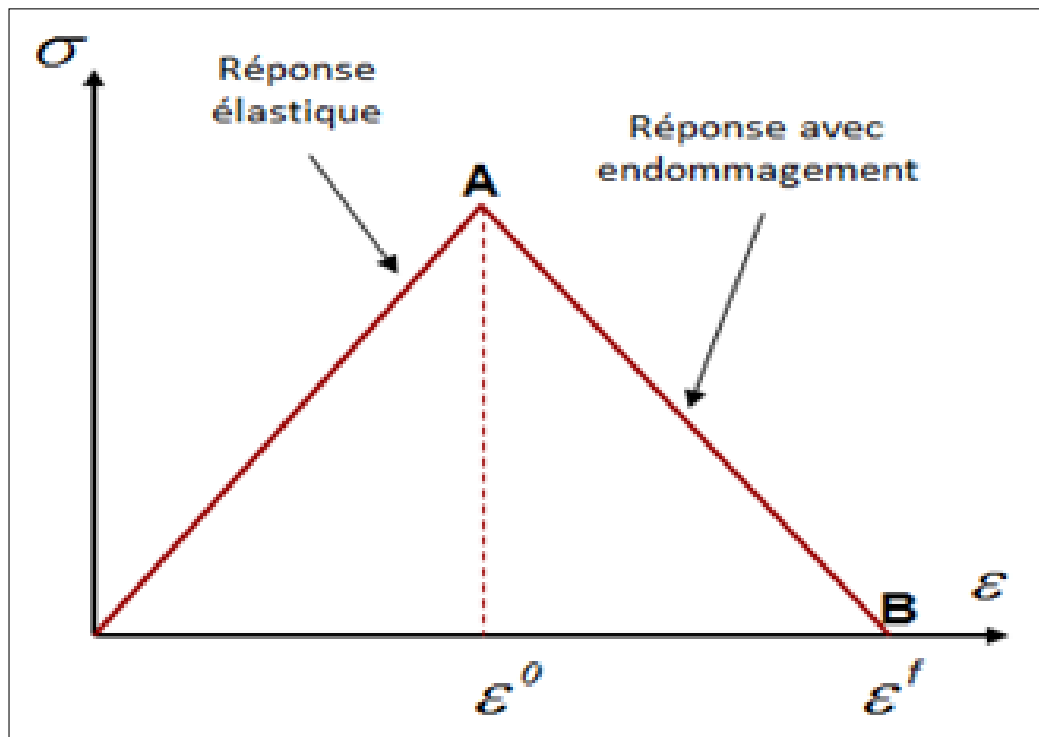


FIGURE IV.23 – Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus.

- Fibre en tension (  $\sigma_{22} \geq 0$  )

$$F_{mt} = \left( \frac{\sigma_{22}}{y_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{IV.9})$$

- Matrice en compression (  $\sigma_{22} < 0$  )

$$F_{mc} = \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_{23}} \right)^2 + \left[ \left( \frac{Y_c}{2S_T} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_L} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{IV.10})$$

Avec

$X_t$  : indique la résistance à la traction dans le sens des fibres.

$X_c$  : indique la résistance à la compression dans le sens des fibres.

$Y_t$  : indique la résistance à la traction dans le sens transversal.

$Y_c$  : désigne la résistance à la compression dans le sens transversal.

$S_L$  : indique la résistance au cisaillement longitudinal du composite.

$S_T$  : indique la résistance au cisaillement transversal du composite.

Le coefficient  $\alpha$  détermine la contribution de la contrainte de cisaillement sur la traction des fibres et  $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12}$  le tenseur des contraintes.



### IV.5.2.2 Endommagement des interfaces par la Mécanique de la Rupture

Les interfaces sont souvent modélisées par des éléments cohésifs, des surfaces cohésives ou des ressorts [86]. Les éléments cohésifs et surfaces cohésives sont fortement utilisés pour modéliser le caractère adhésif entre 2 éléments. Les éléments cohésifs modélisent parfaitement les joints de colle tandis que les surfaces cohésives, éléments d'épaisseur nulle, sont très employées pour la caractérisation du délaminage. Les ressorts ont une utilisation pour l'instant limitée. A l'instar de la modélisation dans les plis, le comportement cohésif se fait en 2 phases : l'initiation puis la propagation. En ce qui concerne l'initiation, le critère utilisé peut être basé sur les contraintes ou sur les déformations alors que pour la propagation, il se formule en déplacement ou de façon énergétique.

#### Critères d'initiation basés sur les contraintes

Le premier critère utilisé est celui de la contrainte nominale maximale. Tant que la contrainte, dans une direction donnée, n'a pas atteint sa valeur limite dans cette direction, il n'y a pas d'initiation [87] :

$$\max \left( \frac{\langle \sigma_n \rangle}{N_{\max}}; \frac{\sigma_t}{T_{\max}}; \frac{\sigma_s}{S_{\max}} \right) = 1; \langle \sigma_n \rangle = \begin{cases} \sigma_n & \text{pour } \sigma_n > 0 \\ 0 & \text{pour } \sigma_n < 0 \end{cases} \quad (\text{IV.11})$$

Le critère de la contrainte nominale quadratique peut aussi être utilisé et permet un couplage des différents modes de sollicitations [87] :

$$\left( \frac{\langle \sigma_n \rangle}{N_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_t}{T_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_s}{S_{\max}} \right)^2 = 1 \quad (\text{IV.12})$$

#### Critères d'initiation basés sur les déformations

Ils sont du même type et de la même forme que ceux basés sur la contrainte. Les contraintes sont remplacées par les déformations. Critère de la déformation nominale maximale :

$$\langle \varepsilon_n \rangle = \begin{cases} \varepsilon_n & \text{pour } \varepsilon_n > 0 \\ 0 & \text{pour } \varepsilon_n < 0 \end{cases} \quad (\text{IV.13})$$

Critère de la déformation nominale quadratique :

$$\left( \frac{\langle \varepsilon_n \rangle}{\varepsilon_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_{\max}} \right)^2 = 1 \quad (\text{IV.14})$$

Pour l'évolution de l'endommagement des surfaces cohésives, deux approches sont utilisées : évolution basée sur les déplacements et évolution basée sur les énergies. Dans le premier cas, un déplacement équivalent doit être défini. Il peut être de plusieurs ordres. Le plus utilisé, et donc le plus régulièrement implémenté dans les codes du calcul est le suivant :

$$\delta = \sqrt{(\langle \delta_n \rangle)^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (\text{IV.15})$$

Avec  $\delta_n$  le déplacement suivant la direction normale,  $\delta_s$  le déplacement suivant la première direction de cisaillement et  $\delta_t$  le déplacement dans la deuxième direction de cisaillement.

### Critères énergétiques de propagation

Ces critères sont basés sur la mécanique de la rupture et prennent en compte les taux de restitution d'énergie  $G$ . La plupart de ces critères comparent les taux de restitution dans les différentes directions par rapport à leur valeur admissible  $G$  dans les différents modes de rupture. En raison des modes complexes de sollicitations appliquées aux structures, les fissures se propagent en mode I, II et III. Ces modes sont schématisés dans la figure IV.24. Les critères les plus simples ne prennent pas en

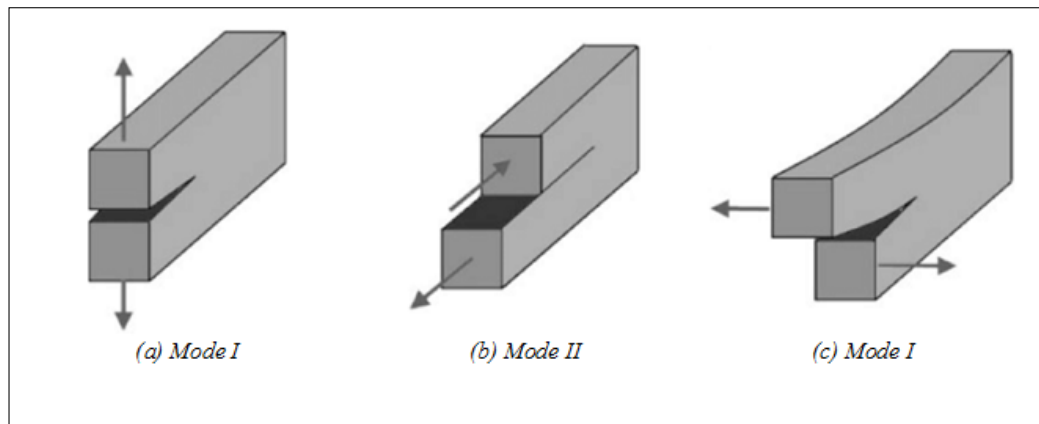


FIGURE IV.24 – Modes de rupture considérés dans le modèle cohésif.

compte le couplage entre les modes : il faut dire que la détermination expérimentale du taux de restitution d'énergie en mode III est complexe ainsi que son couplage avec les deux autres modes. Le critère le plus simple et le plus facile à mettre en oeuvre est le mode pur, qui ne prend en compte aucun couplage.

$$\frac{G_I}{G_I^c} = 1; \frac{G_{II}}{G_{II}^c} = 1; \frac{G_{III}}{G_{III}^c} = 1 \quad (\text{IV.16})$$

Un autre critère simple à mettre en œuvre est le critère linéaire de Reeder [88] et son évolution quadratique faite par Chen [89] .

$$\frac{G_I}{G_I^c} + \frac{G_{II}}{G_{II}^c} = 1 \quad (\text{IV.17})$$

$$\left(\frac{G_I}{G_I^c}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{II}^c}\right)^\beta = 1 \quad (\text{IV.18})$$

En se basant sur l'équation, l'énergie de rupture en mode mixte s'écrit :

$$\frac{G_I}{G_I^c} + \frac{G_{II}}{G_{II}^c} + \frac{G_{III}}{G_{III}^c} = 1 \quad (\text{IV.19})$$

Par contre, en utilisant le déplacement d'ordre 4 , la définition du critère énergétique devient quadratique [74] :

$$\sqrt{\left(\left(\frac{G_I}{G_I^c}\right)^2 + \left(\frac{G_{II}}{G_{II}^c}\right)^2 + \left(\frac{G_{III}}{G_{III}^c}\right)^2\right)} = 1 \quad (\text{IV.20})$$

Plus globalement, ce critère est formulé en utilisant une loi puissance :

$$\left(\frac{G_I}{G_I^c}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{II}^c}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{III}}{G_{III}^c}\right)^\alpha = 1 \quad (\text{IV.21})$$

Avec  $\alpha$ , coefficient à déterminer expérimentalement. Régulièrement, la valeur de ce coefficient est 2, ce qui ramène au critère quadratique précédent. Benzeggagh-Kenane [90] ont développé une nouvelle formulation énergétique en couplant les modes et en intégrant les taux de restitution d'énergie de cisaillement  $G_{shear}$  et le taux de restitution total  $G_T$  :

$$G_I^c + (G_{II}^c - G_I^c) \left(\frac{G_{shear}}{G_T}\right)^\mu = 1 \quad (\text{IV.22})$$

Avec

$$\begin{aligned} G_{shear} &= G_{II} + G_{III} \\ G_T &= G_I + G_{shear} \end{aligned} \quad (\text{IV.23})$$

avec  $\mu$ , coefficient à déterminer expérimentalement. D'autres méthodes de calcul des taux de restitution d'énergie  $G$  sont implémentées dans les codes de calculs. La première méthode consiste à recalculer de façon globale  $G$ . Elle est présente dans les codes éléments finis commerciaux Samcef et Ansys : c'est la méthode Virtual Crack Extension (VCE). L'autre méthode a pour objet de découpler le taux de restitution global  $G$  en taux de restitution élémentaire  $G_I$ ,  $G_{II}$  et  $G_{III}$ . Elle est implémentée

dans les codes de calcul Abaqus et Samcef sous le nom de la méthode Virtual Crack Closure Technique (VCCT).

## IV.6 Endommagement des composites sous l'effet du vieillissement

### IV.6.1 Processus d'absorption d'eau

La première considération importante dans cette étude est la détermination et l'interprétation des cinétiques d'absorption d'eau de notre matériau, dans différentes conditions de vieillissement. Avant analyse des effets de l'action de l'eau sur les propriétés du matériau, il apparaît en effet important de savoir comment et à quelle vitesse le matériau absorbe de l'eau. En générale, les métaux, les verres, certains matériaux céramiques sont imperméables, mais ce n'est pas le cas pour des matériaux polymères perméables à l'eau. L'eau se diffuse dans ces polymères, et en particulier les résines polyesters de la présente étude. La diffusion est le processus par lequel la matière est transportée d'une partie d'un système à une autre à la suite d'un mouvement moléculaire aléatoire, figure IV.25. Les composites polymères exposés

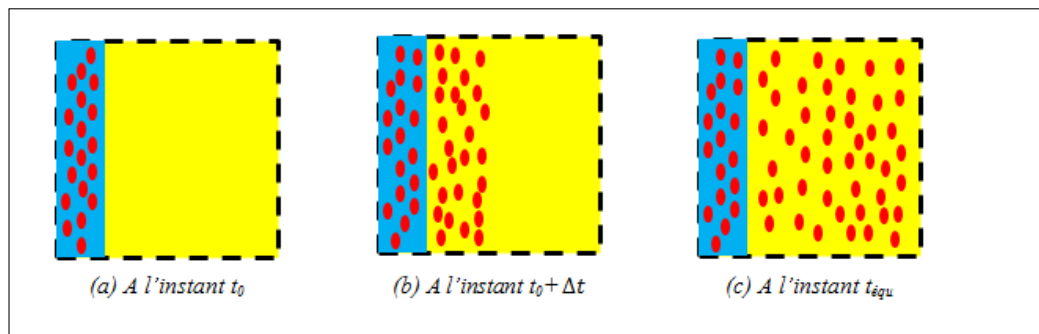


FIGURE IV.25 – Processus d'absorption d'eau au sein des matériaux polymères.

à l'humidité subissent à une grande variété de changements physico-chimiques. Des expériences ont montrées que la plastification et l'hydrolyse sont les deux principales causes de dégradation des composites polymères pendant le processus du vieillissement hygrothermique [91]. Avant de se pencher sur les processus de dégradation, il est très important de comprendre la cinétique des processus de transport et de diffusion de l'humidité dans ces matériaux. Les molécules d'eau se dissolvent à la surface du polymère et diffusent à travers la masse par une série d'étapes activées sous la forme d'une force motrice des gradients de concentration. La solubilité et la diffusivité sont les deux facteurs impliquées dans le processus. Les cinétiques d'absorption

dans les polymères ont été étudiées depuis longtemps, commençant certainement avec Fick [92], qui a établi ses équations par analogie entre les phénomènes de transfert de chaleur par conduction et transfert de masse. Un grand nombre d'articles et d'ouvrages traitent des problèmes de diffusion dans les polymères. Leur nombre est estimé à environ un millier. Le comportement de diffusion classique dans les matrices polymères peut être classé comme suit [93] :

1. **Cas I ou diffusion fickienne** : Le taux de diffusion est très inférieur à celui de la mobilité du segment polymères.
2. **Cas II** : Le taux de diffusion est beaucoup plus élevé que la mobilité du segment polymère et dépend fortement de la cinétique de gonflement.
3. **Diffusion anormale ou non fickienne** : Le taux de diffusion et la mobilité des segments de polymères sont comparables. Le comportement anormalique peut être considéré comme intermédiaire entre les types de diffusion du cas I et du cas II. Différents modèles de diffusion peuvent être appliqués pour expliquer le comportement des polymères. Il existe essentiellement quatre principaux procédés de diffusion tels que présentés dans [94] :
  - Diffusion fickienne,
  - La diffusion de Langmuir,
  - Diffusion due à la relaxation ou à la dévitrification des polymères,
  - Diffusion de la réaction couplée (due à la réaction chimique eau-polymère, hydrolyse).

## **IV.6.2 Diffusion Fickienne Classique**

La diffusion fickienne de l'eau ou de l'air humide dans les matériaux d'ingénierie (absorption et désorption) pourrait être décrite par la deuxième loi de Fick (diffusion non stable) proposée en 1855 [92]. La deuxième loi de Fick décrit que le profil et le gradient de concentration changent avec le temps. Le gradient de concentration est la force motrice de la diffusion (bien qu'il ne s'agisse pas d'une force au sens mécanique). Le modèle Fickian à phase libre unique montre que les molécules d'eau absorbées sont liées à la matrice par des liaisons hydrogène non liées. Les premières et secondes lois de Fick fournissent les équations de base utilisées pour modéliser la diffusion à travers des matériaux polymères [95]. Pour décrire l'absorption dans les résines polymères, les lois de Fick sont fréquemment utilisées [96-97], mais dans certains cas, l'absorption de l'eau présente des anomalies ou une complexité supplémentaire, qui invoque fréquemment un autre modèle de diffusion imputable à Langmuir. Dans la discussion qui suit, on suppose une diffusion unidimensionnelle (dans la direction

x) dans un matériau homogène, comme le montre la figure IV.26. La méthode la

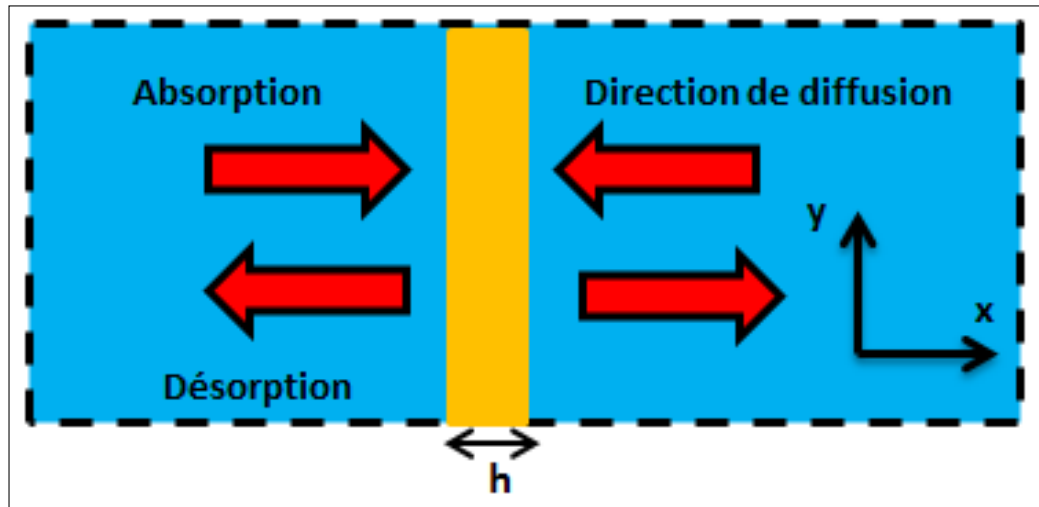


FIGURE IV.26 – Schéma de principe de la diffusion unidimensionnelle.

plus couramment utilisée pour la détermination de la diffusivité de masse fickienne dans les composites polymères a été développée par Shen et Springer [98], qui a été ensuite acceptée par la société américaine pour les essais et les matériaux (ASTM). Elle est basée sur la deuxième loi de Fick qui suppose une isotropie matérielle et une diffusion unidimensionnelle. Plusieurs études sur la diffusion de l'humidité dans les composites reposent sur le processus de diffusion fickienne unidimensionnelle, dont l'équation est exprimée par [99] :

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad (\text{IV.24})$$

avec

$c$  : Teneur en humidité ( $\text{mol}/\text{mm}^3$ )  $D$  : Coefficient de diffusion du milieu ( $\text{mm}^2/\text{s}$ )  
Lors de la dispersion des molécules d'eau, les surfaces exposées atteignent instantanément l'équilibre de concentration et ne varient pas dans le temps. Par conséquent, les conditions aux limites sont :

$$c = c_i \quad 0 < z < h \quad t \leq 0 \quad (\text{IV.25})$$

$$c = c_m H(t) \quad z = 0, z = h \quad t > 0 \quad (\text{IV.26})$$

Où  $c_i$  est la concentration d'humidité initiale,  $c_m$  est la concentration d'humidité limite constante et  $H(t)$  est la fonction de Heaviside. La solution de l'équation (IV.24)

est donnée par Jost [100] :

$$\frac{c - c_i}{c_m - c_i} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{j=0}^{\infty} \frac{1}{(2j+1)} \sin \frac{(2j+1)\pi z}{h} \exp \left[ -\frac{(2j+1)^2 \pi^2 Dt}{h^2} \right] \quad (\text{IV.27})$$

Avec  $h$  est l'épaisseur et  $t$  est le temps d'exposition. En intégrant l'équation (IV.27) sur l'épaisseur du matériau, on obtient l'équation suivante :

$$G(T, t) = \frac{m - m_i}{m_m - m_i} = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{j=0}^{\infty} \frac{\exp \left[ -(2j+1)^2 \pi^2 \left( \frac{Dt}{h^2} \right) \right]}{(2j+1)^2} \quad (\text{IV.28})$$

Avec

$m_i$  : Masse initial d'humidité  $m_m$  : Masse maximale d'humidité  $G(t)$  : Fonction d'absorption d'humidité qui peut être approchée par :

$$G(T, t) = 1 - \exp \left[ -7.3 \left( \frac{Dt}{h^2} \right)^{0.75} \right] \quad (\text{IV.29})$$

En général, il est intéressant de représenter le taux d'absorption d'humidité en pourcentage. Le taux d'humidité instantanée,  $M(t)$  peut être exprimé sous la forme :

$$M(T, t) = \frac{w - w_i}{w_m} \times 100 \quad (\text{IV.30})$$

avec

$w$  : Masse instantané du matériau

$w_i$  : Masse initiale du matériau

$w_m$  : Masse maximale du matériau

Et comme  $w = w_i + m$ ,

$$M(T, t) = \frac{w_i + m - w_i}{w_m} \times 100 = \frac{m}{w_m} \times 100 \quad (\text{IV.31})$$

L'équation de  $G(T, t)$  devient :

$$m = G(T, t) (m_m - m_i) + m_i \quad (\text{IV.32})$$

Ce qui donne :

$$M(T, t) = G(T, t) (M_m - M_i) + M_i \quad (\text{IV.33})$$

Le taux d'humidité peut donc être exprimé sous la forme :

$$M(T, t) = (M_m - M_i) \left\{ 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{j=0}^{\infty} \frac{\exp \left[ -(2j+1)^2 \pi^2 \left( \frac{Dt}{h^2} \right) \right]}{(2j+1)^2} \right\} + M_i \quad (\text{IV.34})$$

Donc

$$M(T, t) = (M_m - M_i) \left\{ 1 - \exp \left[ -7.3 \left( \frac{Dt}{h^2} \right)^{0.75} \right] \right\} + M_i \quad (\text{IV.35})$$

A partir de l'équation (IV.35), le temps nécessaire pour atteindre une teneur en humidité donnée peut être exprimé par :

$$t = \frac{h^2}{D} \left[ \frac{-1}{7.3} \ln \left( 1 - \frac{M(t) - M_i}{M_m - M_i} \right) \right]^{\frac{4}{3}} \quad (\text{IV.36})$$

En l'absence d'humidité initiale ( $M_i = 0$ ), le temps nécessaire pour atteindre 99,9 % de l'équilibre d'humidité d'un matériau est approximé par :

$$t_{99.9} = \frac{0.93h^2}{D} \quad (\text{IV.37})$$

La figure IV.27 montre un graphique typique d'absorption d'humidité qui suit la diffusion fickienne. La pente de la partie linéaire de la courbe d'absorption d'humidité

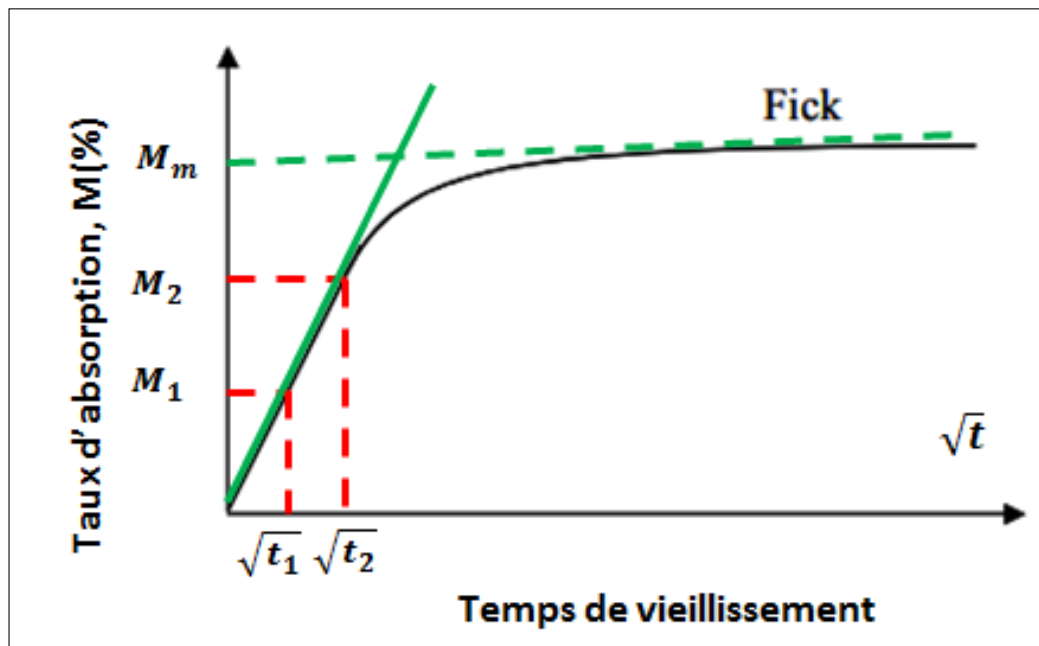


FIGURE IV.27 – Illustration de la diffusion fickienne.



étant déterminée à partir des données expérimentales, la diffusivité de l'humidité est décrite par l'équation (IV.38) :

$$D_z = \pi \left( \frac{h}{4M_m} \right)^2 \left( \frac{M_2 - M_1}{\sqrt{t_2} - \sqrt{t_1}} \right)^2 \quad (\text{IV.38})$$

### IV.6.3 Diffusion non fickienne

Le comportement d'absorption de l'humidité dans les matériaux polymères n'est pas toujours bien décrit avec le modèle Fickien. Weitsman [101] a montré les différents cas de diffusion non fickienne au sein d'un matériau, figure IV.28. La courbe

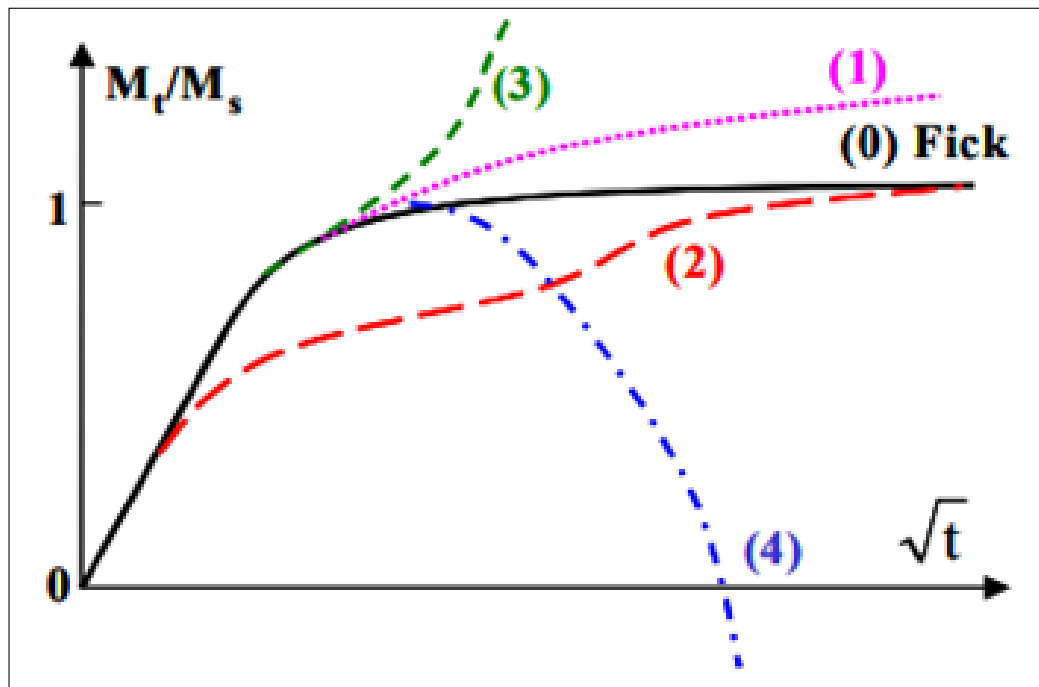


FIGURE IV.28 – Quatre catégories de cinétiques d'absorption d'eau non fickienne [101] .

(0) correspond au comportement fickien. La courbe (1), montre une augmentation d'une façon continue de la prise de masse, correspond au cas « pseudo-fickien » couramment rencontré [101] . La courbe (2) représente la diffusion de type Langmuir [102] . La courbe (3) présente une augmentation rapide de prise de masse avec la présence des déformations et de l'endommagement au sein du matériau [103] . Enfin le cas (4) montre que avec le temps, pour une certaine durée, le matériau perd du poids [104] . Il est difficile de savoir les causes des différents cas présentés ci-dessus. Cependant, la synthèse des données de la littérature indique que les cas (0) et (2), où le matériau atteint l'équilibre vis à vis du milieu environnant, se produisent fré-

quement pour des conditions peu exigeantes : vieillissement en humidité relative ou en immersion à faible température comme dans le cas qui sera traitée dans ce travail de thèse dans les prochains chapitres. Les cas (3) et (4) correspondent eux plus fréquemment à des processus d'absorption dans des conditions plus sévères, en immersion, à des températures élevées (généralement au-dessus de 70°C) et parfois sous des contraintes externes élevées.

## **IV.6.4 Mécanismes de vieillissement**

### **IV.6.4.1 Vieillissement chimique**

Le vieillissement chimique est lié à des changements irréversibles dans la chaîne ou le réseau de polymères par des mécanismes tels que la réticulation ou la scission de la chaîne. Les mécanismes de dégradation chimique comprennent l'hydrolyse de la chaîne de la matrice polymère et la liaison interfaciale [105]. L'oxydation thermique devient de plus en plus importante à mesure que le temps d'exposition et la température augmentent. Fréquemment, le vieillissement chimique entraîne une augmentation de la densité de réticulation qui peut entraîner des changements dans la densification des matériaux et augmenter la température de transition vitreuse ( $T_g$ ), ce qui à son tour influencera les propriétés mécaniques telles que la résistance et la rigidité. Dans un environnement humide, le matériau composite absorbe l'eau par ses surfaces et pénètre ensuite dans le matériau en obéissant aux lois de diffusion. Un matériau composite a une structure hétérogène et une diffusion anisotrope. A long terme, ces réactions chimiques détériorent la résine par hydrolyse. Atkins a rapporté que la rupture de la liaison hydrogène de l'eau nécessite entre 5 et 20 *kcal/mol* d'énergie [106]. Les interfaces fibre-matrice sont également sensibles aux effets chimiques de l'eau : le verre contient des oxydes alcalins qui peuvent être hydrolysés. L'eau hydrate ces oxydes et réduit ainsi les propriétés mécaniques du verre.

### **IV.6.4.2 Vieillissement physique**

Le vieillissement physique se produit lorsqu'un polymère est rapidement refroidi sous  $T_g$  et que le matériau évolue vers un équilibre thermodynamique. Cette évolution se caractérise par une modification du volume libre, de l'enthalpie et de l'entropie du polymère et produira des changements mesurables dans les propriétés mécaniques [107]. Le vieillissement physique est thermoréversible pour tous les polymères amorphes en chauffant le polymère au-dessous de  $T_g$  et en refroidissant rapidement le matériau. On suppose que ce comportement thermo-réversible ne se produit pas dans les thermodurcissables en raison de la tendance des températures élevées à

affecter leur degré de réticulation et/ou à influencer la scission de la chaîne. La température moyenne opérationnelle et l'historique thermique de la durée de vie ont une forte influence sur le taux de vieillissement physique. La dégradation physique comprend le gonflement, la plastification et la relaxation du polymère. En générale l'étude du mécanisme de dégradation des matériaux composites devrait tenir compte des aspects chimiques et physiques du vieillissement. Comme l'humidité ne peut pas pénétrer les fibres, le comportement de diffusion de l'humidité dans les composites est généralement affecté par les propriétés de la résine.

#### IV.6.4.3 Dégradation des performances mécanique

On sait que l'absorption des molécules d'eau dans les composites polymères a des effets importants sur leur performance finale [109], surtout dans leur exploitation à long terme [110]. Par la nature organique de la résine, souvent une époxy et un polyester, une longue immersion dans l'eau de mer peut induire des changements à la fois physiques et chimiques [111]. Expérimentalement, il est possible de mesurer l'évolution de la concentration d'eau dans les polymères et les matériaux composites [112]. Il existe différentes méthodes expérimentales, mais la plus simple et la plus populaire est basée sur la mesure du poids de l'échantillon dans des conditions sèches ( $w - 0$ ) puis humides ( $w$ ) pendant la durée d'immersion des échantillons. Il est alors possible de déterminer la fraction de masse d'eau :  $m = (w - w_0) / w_0$ , et de quantifier le comportement de diffusion de l'eau dans le matériau [111]. La cinétique de diffusion peut changer pendant la durée de vie des composites en fonctionnement, les dommages dus à la diversité des charges mécaniques peuvent avoir un impact et accélérer la diffusion de l'eau à l'intérieur des structures composites car les dommages peuvent créer de nouvelles voies d'entrée pour l'eau [113]. Le gonflement et la plastification sont les principales conséquences physiques de l'absorption d'eau des structures polymères. Les molécules d'eau absorbées diffusent ensuite le long des interfaces et à travers la matrice, induisant des phénomènes de gonflement dans la matrice. Mais en même temps, les molécules d'eau absorbées affaiblissent les liaisons fibre/matrice en formant des liaisons hydrogène avec les fibres de carbone, ce qui perturbe et affaiblit la liaison fibre/matrice. Les contraintes internes et l'affaiblissement de l'interface peuvent éventuellement entraîner une défaillance de l'interface [115]. La figure IV.29 présente des observations *MEB* de surface de fractures de matériaux carbone/époxy avant et après vieillissement dans l'eau à 37°C, tirées des travaux de Luo et al [115]. Celles-ci révèlent le décollement de l'interface en comparant les surfaces de rupture en cisaillement d'échantillons saturés avec des échantillons secs. Le décollement de l'interface causé par le vieillissement de l'eau a

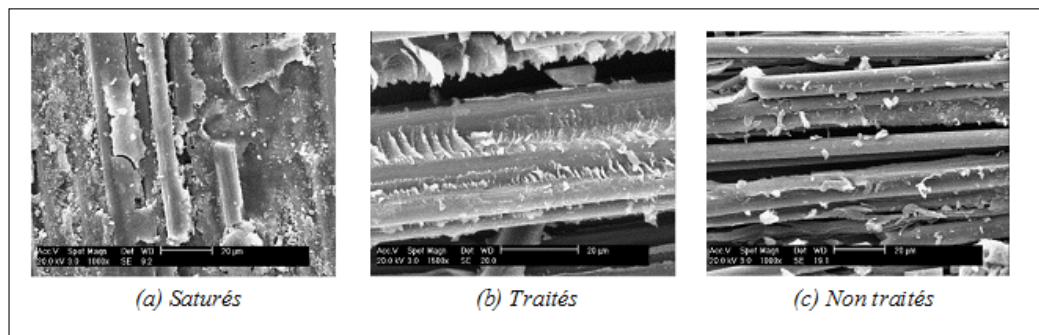


FIGURE IV.29 – Surfaces de rupture par cisaillement des échantillons secs.

été étudié par de nombreux chercheurs. Komai et al. [116] ont montré que l'absorption d'eau induit une perte de résistance des interfaces fibre/matrice des composites UD carbone/époxy renforcés. Selzer et Friedrich [117] ont souligné que la liaison fibre/matrice s'affaiblit avec l'augmentation du taux d'humidité. Buehler et Seferis [118] ont observé un délaminage de l'interface, due à l'absorption d'eau des composites carbone/époxy et verre/époxy. Le vieillissement actionné par l'eau de mer n'est pas le seul facteur qui peut affecter et dégrader le composite pendant sa durée de vie. Dans des structures aussi complexes que les pales de l'hydrolienne, le matériau sera également soumis à une série de charges mécaniques qui peuvent provoquer différents types de dommages. Ceux-ci peuvent être définis comme des changements irréversibles dans la microstructure du matériau, contrairement à la plastification et au gonflement qui sont réversibles. Les polymères renforcés de fibres de verre (GFRP) sont soumis à une dégradation après une période de service prolongée en raison des effets environnementaux. Par conséquent, saisir précisément les causes de dégradation aiderait à améliorer la durabilité des composites. Wang et al. [119] et Bourennane [120] ont effectués d'excellentes études des effets environnementaux sur la durabilité à long terme des GFRP. Ces examens ont porté sur divers aspects, notamment la dégradation de la matrice, la dégradation des fibres, le décollement de l'interface fibre/matrice et la façon dont la température et les milieux liquides influent sur la durabilité des composites pendant leur durée de service. Des dommages peuvent également se développer dans les composites lorsqu'ils sont soumis à une charge de fatigue, ce sujet a été traité dans [122]. Le choix de la matrice et des fibres est crucial pour les pales de l'hydroliennes, car ces structures seront immergées pendant deux ou trois décennies. Une immersion prolongée dans l'eau va générer un processus lent de dégradation qui peut avoir un impact sur la résistance finale de ces structures et donc modifier les facteurs de sécurité. De plus, il est important de choisir soigneusement le procédé de fabrication (et le procédé de durcissement). Les

paramètres tels que la teneur en fibres, la teneur en vides, la transition vitreuse et les contraintes internes dépendent fortement du procédé de fabrication.

La figure IV.30 résume les différents mécanismes de dégradation dans les matériaux composites. Un bon examen des différentes interactions entre les composites et les molécules d'eau a été proposé par Bond et Smith [123]. Comme le montre la figure IV.30, les vides peuvent également jouer un rôle dans le processus de diffusion. En résumé, divers mécanismes de dégradation dus au vieillissement de l'eau de mer, dans la matrice ou à l'interface entre les fibres et la matrice, vont affecter les propriétés finales du matériau composite. Selon les conditions d'exposition (temps, température et charge mécanique), le composite peut être soumis à une chute de  $T_g$  pendant l'immersion en mer. Les propriétés mécaniques peuvent également être dégradées. Après une longue immersion, il est possible d'observer une baisse de la rigidité, par exemple le module transversal et le module de cisaillement peuvent être réduits. En outre, on peut également s'attendre à une réduction de la résistance des composites et à une diminution des propriétés en fatigue. Plusieurs bonnes revues de la littérature traitent de ces aspects [125]. En raison de sa faible résistance interlaminaire, le dé-

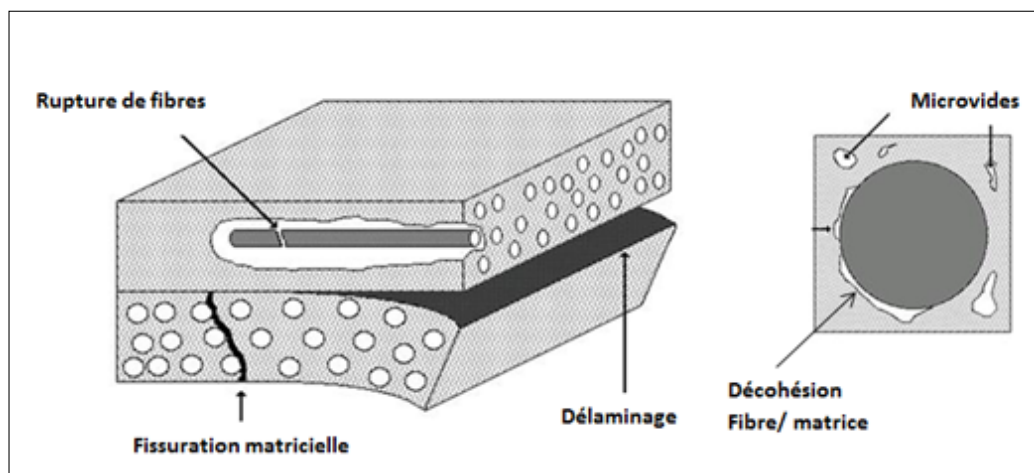


FIGURE IV.30 – Modes d'endommagements dans les Matériaux composites [121].

laminage est généralement reconnu comme l'un des mécanismes d'endommagement les plus courants et les plus précoces détectés dans les matériaux composites. De plus, l'interface dans le système rempli est sensible aux attaques de l'eau [126]. Il a été mentionné que l'humidité peut affecter l'interface et même les fibres elles-mêmes [13]. Même dans les fibres de carbone imperméables généralement reconnues, 0,02 % en poids d'eau pouvait être absorbée dans les fibres libres [127]. La dégradation progressive de l'interface est un concept de réduction progressive des forces de Van Der Waals à mesure que l'eau envahit l'interface [126].

## **IV.7 Conclusion**

Les matériaux composites sont utilisés dans de nombreuses structures marines et de nouvelles applications sont en cours de développement. Les hydroliennes offrent une opportunité intéressante d'utiliser ces matériaux pour exploiter les courants marins afin de générer de l'électricité. Dans un environnement marin sévère, la fonctionnalité et la durabilité des hydroliennes exigent une conception optimale et une robustesse du matériau. Les structures composites destinées aux hydroliennes doivent remplir pleinement ces conditions pour atteindre les objectifs de puissance et garantir la durée de vie des hydroliennes. Ce chapitre a pour but de donner au lecteur des repères bibliographiques, afin de mieux comprendre la complexité des problèmes d'impact et de vieillissement des matériaux composites. Il présente les différentes réponses à l'impact rencontrées et les différents modes de rupture pouvant survenir (fissuration matricielle, délaminage et ruptures de fibres). La nature tridimensionnelle complexe de l'impact le rend sensible à un grand nombre de paramètres : énergie incidente, vitesse et masse de l'impacteur, conditions aux limites, géométrie de la cible et les propriétés des constituants du stratifié. Les différents types de modélisations disponibles dans la littérature sont présentés. Les modèles analytiques, généralement développés à partir de modèles masse-ressort, permettent de réaliser rapidement des pré-dimensionnements à l'impact. Cependant, la nature complexe du chargement d'impact incite à recourir à la simulation numérique par la méthode des éléments finis. Deux types de modèles se distinguent alors. Dans les modèles « discrets », la structure est discrétisée en volumes élémentaires joints par des éléments endommageables où figure la fissuration matricielle potentielle ou le délaminage. Dans les modèles basés sur la mécanique de l'endommagement continu, les dommages ne sont pas représentés directement mais par leurs effets sur le comportement du matériau. De plus, la majorité des simulations numériques a recours à des algorithmes de dynamique explicite, qui permettent de gérer plus facilement les non linéarités liées au chargement d'impact (géométriques, contact. . .). D'autre part, ces matériaux sont soumis à un environnement humide agressif et leur durabilité devient un enjeu majeur. La diffusion de l'eau au sein de la matrice organique du composite peut, en effet, conduire à des états de contraintes significatifs et diminuer les performances mécaniques de ces matériaux. La mise en évidence de ce couplage entre la diffusion de l'eau et l'endommagement ainsi que sa modélisation apparaît alors importante afin de valider la bonne tenue en service de structures composées de ces matériaux. La dernière partie de ce chapitre évoque les différents types de diffusion de l'eau au sein des matériaux composites avec les conséquences due à ce type des chargements. Les hydroliennes et leurs composants composites,

par exemple la tuyère et les pales sont directement en contact avec l'eau de mer au cours de leur durée de vie. Les phénomènes de vieillissement peuvent réduire les propriétés mécaniques des composites et en conséquence réduire la durée de vie de ces structures. Les matériaux composites sont perméables à l'eau qui peut diffuser à travers ces matériaux. Il est nécessaire de comprendre comment l'eau de mer va diffuser et interagir dans les matériaux dans le but de prédire la durée de vie des structures récupératrices d'énergies marines en composites. Ces deux thèmes, impact et vieillissement hygrothermique, seront l'objectif des deux chapitres suivants.

## IV.8 Références

- [1] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017). «*Matériaux composites pour les énergies marines renouvelables*». Éditions universitaires européennes.
- [2] Christensen, R. M. (1983). «*Mechanical properties of composite materials*.» In *Mechanics of Composite Materials* (pp. 1-16). Pergamon.
- [3] Tsai, S. (2018). «*Introduction to composite materials*.» Routledge.
- [4] Tarfaoui, M., Lafdi, K., & El Moumen, A. (2016). «*Mechanical properties of carbon nanotubes based polymer composites*.» *Composites Part B : Engineering*, 103, 113-121.
- [5] Boisse, P. (2004). «*Mise en forme des renforts fibreux de composites*.» Ed. Techniques Ingénieur.
- [6] Benzeggagh, M. (2006). «*Influence des propriétés de la matrice sur le comportement mécanique de matériaux composites verre/polyester utilisés en construction navale de plaisance-Cas des résines polyester limitant les émissions de styrène*», Doctoral dissertation, Thèse doctorat, Université de Bretagne Sud.
- [7] Mohammed, M. A. (2017). «*Étude des tuyères composites pour une conception optimale d'une hydrolienne à axe horizontal*», Doctoral dissertation, Université de Bretagne occidentale-Brest.
- [8] Boussu, F., Cristian, I., & Nauman, S. (2015). «*General definition of 3D warp interlock fabric architecture*.» *Composites Part B : Engineering*, 81, 171-188.
- [9] Urwald, E. (1992). «*Influences de la géométrie et de la stratification sur l'endommagement par fatigue de plaques composites carbone/époxyde*», Doctoral dissertation, Poitiers.
- [10] Zoughi, R., Lai, J., & Munoz, K. M. (2002). «*A brief review of microwave testing of stratified composite structures : A comparison between plane wave and near field approaches*.»
- [11] Hamitouche, L., Tarfaoui, M., & Vautrin, A. (2009). «*Design and Test of a Sandwich T-Joint for Naval Ships*.» In *Damage and Fracture Mechanics* (pp. 131-141). Springer, Dordrecht.
- [12] Sabella - «*Engineering and project management firm in the field of marine energies*.» <http://www.sabella.bzh/>.
- [13] Composite blades for tidal turbines, Airborne Marine. <http://airborne-marine.com/reliabletidal-blades/composite-blades-for-tidal-turbines/>
- [14] BERBAIN, F., CHEVALIER, A., & Choudin, C. (1997). «*Mise en oeuvre des composites : Méthodes et matériels*». Techniques de l'ingénieur. Plastiques et composites, (A3720), A3720-1.
- [15] Nicholls-Lee, R. F., Turnock, S. R., & Boyd, S. W. (2008). «*Performance prediction of a free stream tidal turbine with composite bend-twist coupled blades*.»
- [16] Mouritz, A. P., Gellert, E., Burchill, P., & Challis, K. (2001). «*Review of advanced composite structures for naval ships and submarines*.» *Composite structures*, 53(1), 21-42.
- [17] Harris, B. (Ed.). (2003). «*Fatigue in composites : science and technology of the fatigue response of fibre-reinforced plastics*.» Woodhead Publishing.



- [18] Bir, G. S., Lawson, M. J., & Li, Y. (2011, January). «*Structural design of a horizontal-axis tidal current turbine composite blade.*» In ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (pp. 797-808). American Society of Mechanical Engineers.
- [19] Grogan, D. M., Leen, S. B., Kennedy, C. R., & Brádaigh, C. Ó. (2013). «*Design of composite tidal turbine blades.*» *Renewable Energy*, 57, 151-162.
- [20] Uzawa, K., Kageyama, K., Murayama, H., Ohsawa, I., Kanai, M., Nishiyama, T., & Shichiri, A. (2008, January). «*Study of the characteristic and possibility for applying composite materials to the blades of tidal power generation.*» In ASME 2008 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (pp. 721-728). American Society of Mechanical Engineers.
- [21] Nicholls-Lee, R. F., Boyd, S. W., & Turnock, S. R. (2009). «*Development of high performance composite bend-twist coupled blades for a horizontal axis tidal turbine.*»
- [22] Shen, C. H., & Springer, G. S. (1977). «*Effects of moisture and temperature on the tensile strength of composite materials.*» *Journal of Composite Materials*, 11(1), 2-16.
- [23] Vinson, J. R. (1978). «*Advanced composite materials-environmental effects*» (Vol. 658). ASTM International. [24] Coppens, P. (2014). Tidal energy—an emerging market for composites. *Reinforced Plastics*, 58(3), 26-27.
- [25] Antheaume S, Maître T, Achard J-L, «*Hydraulic Darrieus turbines efficiency for free fluid flow conditions versus Power farm conditions,*» *Renewable Energy*, Volume 33, Issue 10, October 2008, Pages 2186-2198
- [26] Marsh, G., «*Tidal turbines harness the power of the sea.*» *Reinforced Plastics*, 2004. 48(6) : p. 44-47.
- [27] Carlson, T. J., Elster, J. L., Jones, M. E., Watson, B. E., Copping, A. E., Watkins, M. L., ... & Metzinger, K. (2012). «*Assessment of strike of adult killer whales by an OpenHydro tidal turbine blade*» (No. PNNL-21177). Pacific Northwest National Lab.(PNNL), Richland, WA (United States).
- [28] Krajcinovic, D. (1989). «*Damage mechanics.*» *Mechanics of materials*, 8(2-3), 117-197.
- [29] Abrate, S. (2001). «*Modeling of impacts on composite structures.*» *Composite structures*, 51(2), 129-138.
- [30] Sjoblom, P. O., Hartness, J. T., & Cordell, T. M. (1988). «*On low-velocity impact testing of composite materials.*» *Journal of composite materials*, 22(1), 30-52.
- [31] Shivakumar, K. N., Elber, W., & Illg, W. (1985). «*Prediction of impact force and duration due to low-velocity impact on circular composite laminates.*» *Journal of applied mechanics*, 52(3), 674-680.
- [32] Cantwell, W. J., & Morton, J. (1991). «*The impact resistance of composite materials — a review.*» *composites*, 22(5), 347-362.
- [33] Liu, D. (1988). «*Impact induced delamination : a view of bending stiffness mismatching.*» *Journal of composite materials*, 22(7), 674-692.
- [34] Joshi, S. P., & Sun, C. T. (1987). «*Impact induced fracture in a quasi-isotropic laminate.*» *Journal of Composites, Technology and Research*, 9(2), 40-46.

- [35] Dragon, A., Hild, F., Rota, L., & Trumel, H. (2000). «*Modélisation du comportement et de la rupture des matériaux sous sollicitations dynamiques.*» *Mécanique & industries*, 1(5), 521-537.
- [36] Davies, G. A. O., & Olsson, R. (2004). «*Impact on composite structures.*» *The Aeronautical Journal*, 108(1089), 541-563.
- [37] Cesari, F., Dal Re, V., Minak, G., & Zucchelli, A. (2007). «*Damage and residual strength of laminated carbon-epoxy composite circular plates loaded at the centre.*» *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 38(4), 1163-1173.
- [38] Kaminski, M. L., & Bogaert, H. (2009, January). «*Full scale sloshing impact tests.*» In *The Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers.
- [39] Violeau, D., Ladevèze, P., & Lubineau, G. (2009). «*Micromodel-based simulations for laminated composites.*» *Composites Science and Technology*, 69(9), 1364-1371.
- [40] Lomov, S. V., Perie, G., Ivanov, D. S., Verpoest, I., & Marsal, D. (2011). «*Modeling three-dimensional fabrics and three-dimensional reinforced composites : challenges and solutions.*» *Textile Research Journal*, 81(1), 28-41.
- [41] Gning, P. B., Tarfaoui, M., Collombet, F., Riou, L., Davies, P. (2005). *Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure : experimental observations.* *Composites Part B : Engineering*, 36(4), 306-318.
- [42] Gning, P. B., Tarfaoui, M., Collombet, F., Davies, P. (2005). *Prediction of damage in composite cylinders after impact.* *Journal of composite materials*, 39(10), 917-928.
- [43] Tarfaoui, M., Gning, P. B., Collombet, F. (2007). *Residual strength of damaged glass/epoxy tubular structures.* *Journal of composite materials*, 41(18), 2165-2182.
- [44] Tarfaoui, M., Gning, P. B., Collombet, F. (2009). *Damage modelling of impacted tubular structures by using material property degradation approach.* In *Damage and fracture mechanics* (pp. 227-235). Springer, Dordrecht.
- [45] Tarfaoui, M., Gning, P. B., Hamitouche, L. (2008). *Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures : Numerical investigation.* *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 39(1), 1-12.
- [46] Richardson, M. O. W., & Wisheart, M. J. (1996). «*Review of low-velocity impact properties of composite materials.*» *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 27(12), 1123-1131.
- [47] Choi, H. Y., Wu, H. Y. T., & Chang, F. K. (1991). «*A new approach toward understanding damage mechanisms and mechanics of laminated composites due to low-velocity impact : Part II — Analysis.*» *Journal of Composite Materials*, 25(8), 1012-1038.
- [48] Joshi, S. P., & Sun, C. T. (1985). «*Impact induced fracture in a laminated composite.*» *Journal of Composite Materials*, 19(1), 51-66.
- [49] Jih, C. J., & Sun, C. T. (1993). «*Prediction of delamination in composite laminates subjected to low velocity impact.*» *Journal of composite materials*, 27(7), 684-701.
- [50] Wu, H. Y. T., & Springer, G. S. (1988). «*Measurements of matrix cracking and delamination caused by impact on composite plates.*» *Journal of Composite Materials*, 22(6), 518-532.

- [51] Dorey, G. (1980). «*Relationship between impact resistance and fracture toughness in advanced composite materials.*» AGARD (NATO) Lecture Series number CP-288.
- [52] Lopes, C. S., Camanho, P. P., Gürdal, Z., Maimí, P., & González, E. V. (2009). «*Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part II : Numerical simulations.*» Composites Science and Technology, 69(7-8), 937-947.
- [53] Olsson, R., Donadon, M. V., & Falzon, B. G. (2006). «*Delamination threshold load for dynamic impact on plates.*» International Journal of Solids and Structures, 43(10), 3124-3141.
- [54] Abrate, S. (Ed.). (2011). «*Impact engineering of composite structures*» (Vol. 526). Springer Science & Business Media.
- [55] Robinson, P., & Davies, G. A. O. (1992). «*Impactor mass and specimen geometry effects in low velocity impact of laminated composites.*» International Journal of Impact Engineering, 12(2), 189-207.
- [56] Mitrevski, T., Marshall, I. H., Thomson, R., Jones, R., & Whittingham, B. (2005). «*The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates.*» Composite Structures, 67(2), 139-148.
- [57] Troussset, E. (2013). «*Prévision des dommages d'impact basse vitesse et basse énergie dans les composites à matrice organique stratifiés*», Doctoral dissertation, École nationale supérieure d'arts et métiers-ENSAM.
- [58] Minak, G., & Ghelli, D. (2008). «*Influence of diameter and boundary conditions on low velocity impact response of CFRP circular laminated plates.*» Composites Part B : Engineering, 39(6), 962-972.
- [59] Herszberg, I., & Weller, T. (2006). «*Impact damage resistance of buckled carbon/epoxy panels.*» Composite Structures, 73(2), 130-137.
- [60] Kulkarni, S. M., & Shah, S. P. (1998). «*Response of reinforced concrete beams at high strain rates.*» Structural Journal, 95(6), 705-715.
- [61] Whittingham, B., Marshall, I. H., Mitrevski, T., & Jones, R. (2004). «*The response of composite structures with pre-stress subject to low velocity impact damage.*» Composite Structures, 66(1-4), 685-698.
- [62] López-Puente, J., Zaera, R., & Navarro, C. (2002). «*The effect of low temperatures on the intermediate and high velocity impact response of CFRPs.*» Composites Part B : Engineering, 33(8), 559-566.
- [63] Icten, B. M. (2009). «*Repeated impact behavior of glass/epoxy laminates.*» Polymer Composites, 30(11), 1562-1569.
- [64] Guillaumat, L. (2000). «*Reliability of composite structures—impact loading.*» Computers & Structures, 76(1-3), 163-172.
- [65] Abrate, S. (1994). «*Impact on laminated composites : recent advances.*» Applied Mechanics Reviews, 47(11), 517-544.
- [66] González, E. V., Maimí, P., Camanho, P. P., Lopes, C. S., & Blanco, N. (2011). «*Effects of ply clustering in laminated composite plates under low - velocity impact loading.*» Composites Science and Technology, 71(6), 805-817.
- [67] Barrau, J. J., & Laroze, S. (1987). «*Mécanique des structures : Calcul des structures en matériaux composites.*» École nationale supérieure de l'aéronautique

et de l'espace.

[68] Sun, C. T., & Jih, C. J. (1995). «*Quasi-static modeling of delamination crack propagation in laminates subjected to low -velocity impact.*» *Composites science and technology*, 54(2), 185-191.

[69] Olsson, R. (2002). «*Engineering method for prediction of impact response and damage in sandwich panels.*» *Journal of Sandwich Structures & Materials*, 4(1), 3-29.

[70] Bouvet, C., Castanié, B., Bizeul, M., & Barrau, J. J. (2009). «*Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements.*» *International Journal of Solids and Structures*, 46(14-15), 2809-2821.

[71] Lammerant, L., & Verpoest, I. (1996). «*Modelling of the interaction between matrix cracks and delaminations during impact of composite plates.*» *Composites Science and Technology*, 56(10), 1171-1178.

[72] De Moura, M. F. S. F., & Gonçalves, J. P. M. (2004). «*Modelling the interaction between matrix cracking and delamination in carbon-epoxy laminates under low velocity impact.*» *Composites Science and Technology*, 64(7-8), 1021-1027.

[73] Zhang, Y., Zhu, P., & Lai, X. (2006). «*Finite element analysis of low-velocity impact damage in composite laminated plates.*» *Materials & design*, 27(6), 513-519.

[74] Bouvet, C., Rivallant, S., & Barrau, J. J. (2012). «*Low velocity impact modeling in composite laminates capturing permanent indentation.*» *Composites Science and Technology*, 72(16), 1977-1988.

[75] Ilyas, M. (2010). «*Damage modeling of carbon epoxy laminated composites submitted to impact loading*», Doctoral dissertation.

[76] Laurin, F., Carrere, N., Huchette, C., & Maire, J. F. (2013). «*A multiscale hybrid approach for damage and final failure predictions of composite structures.*» *Journal of Composite Materials*, 47(20-21), 2713-2747.

[77] Donadon, M. V., Iannucci, L., Falzon, B. G., Hodgkinson, J. M., & de Almeida, S. F. (2008). «*A progressive failure model for composite laminates subjected to low velocity impact damage.*» *Computers & Structures*, 86(11-12), 1232-1252.

[78] Faggiani, A., & Falzon, B. G. (2010). «*Predicting low-velocity impact damage on a stiffened composite panel.*» *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 41(6), 737-749.

[79] Donadon, M. V., Iannucci, L., Falzon, B. G., Hodgkinson, J. M., & de Almeida, S. F. (2008). «*A progressive failure model for composite laminates subjected to low velocity impact damage.*» *Computers & Structures*, 86(11-12), 1232-1252.

[80] Gornet, L. (1996). *Simulation des endommagements et de la rupture dans les composites stratifiés* (Doctoral dissertation, Paris 6).

[81] Allix, O., & Ladevèze, P. (1992). «*Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination.*» *Composite structures*, 22(4), 235-242.

[82] Kachanov, L. (1958). «*Rupture time under creep conditions.*» *Izv. Akad. Nauk SSSR*, 8, 26-31.

[83] Ladevèze, P. (1983). «*Sur une théorie de l'endommagement anisotrope.*» *Laboratoire de Mécanique et Technologie*.

[84] Lapczyk, I., & Hurtado, J. A. (2007). «*Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials.*» *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*,

38(11), 2333-2341.

[85] Hashin, Z., & Rotem, A. (1973). «*A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials.*» *Journal of composite materials*, 7(4), 448-464.

[86] Camanho, P. P., & Dávila, C. G. (2002). «*Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials.*»

[87] Liu, P. F., & Zheng, J. Y. (2010). «*Recent developments on damage modeling and finite element analysis for composite laminates : A review.*» *Materials & Design*, 31(8), 3825-3834.

[88] Reeder, J., Song, K., Chunchu, P., & Ambur, D. (2002, April). «*Postbuckling and growth of delaminations in composite plates subjected to axial compression.*» In 43rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference (p. 1746).

[89] Chen, M. Crisfield, AJ Kinloch, EP Busso, FL Matthews, Y. Qiu, J. (1999). «*Predicting progressive delamination of composite material specimens via interface elements.*» *Mechanics of composite materials and structures*, 6(4), 301-317.

[90] Benzeggagh, M. L., & Kenane, M. J. C. S. (1996). «*Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus.*» *Composites science and technology*, 56(4), 439-449.

[91] Hutchinson, J. M. (1995). «*Physical aging of polymers.*» *Progress in polymer science*, 20(4), 703-760.

[92] Philibert, J. (2006). «*One and a half century of diffusion : Fick, Einstein, before and beyond.*» *Diffusion Fundamentals*, 4(6), 1-19.

[93] FAYOLLE, B., & VERDU, J. (2002). «*Vieillissement physique des matériaux polymères.*» Ed. Techniques Ingénieur.

[94] Park, G. S. (1975). «*The mathematics of diffusion*», J. Crank Clarendon Press, Oxford, 1975. 2nd Edn. 414 pp.£ 12.50.

[95] Neogi, P. (1996). «*Diffusion in polymers*» (Vol. 32). CRC Press.

[96] Roy, S. (1999). «*Modeling of anomalous moisture diffusion in polymer composites : A finite element approach.*» *Journal of Composite Materials*, 33(14), 1318-1343.

[97] Tsenoglou, C. J., Pavlidou, S., & Papaspyrides, C. D. (2006). «*Evaluation of interfacial relaxation due to water absorption in fiber-polymer composites.*» *Composites science and technology*, 66(15), 2855-2864.

[98] Marsh, L. L., Lasky, R., Seraphim, D. P., & Springer, G. S. (1984). «*Moisture solubility and diffusion in epoxy and epoxy-glass composites.*» *IBM Journal of Research and Development*, 28(6), 655-661.

[99] Philipse, A. P. (2018). «*Continuity, Gradients and Fick's Diffusion Laws.*» In *Brownian Motion* (pp. 61-70). Springer, Cham.

[100] Aktas, L. E. V. E. N. T., Hamidi, Y. O. U. S. S. E. F., & Altan, M. C. (2002). «*Effect of moisture on the mechanical properties of resin transfer molded composites - Part II : Desorption.*» *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, 10(4), 255-267.

[101] Weitsman, Y. (1991). «*Moisture in composites : sorption and damage.*» In *Composite Materials Series* (Vol. 4, pp. 385-429). Elsevier.

- [102] Carter, H. G., & Kibler, K. G. (1978). «*Langmuir-type model for anomalous moisture diffusion in composite resins.*» *Journal of Composite Materials*, 12(2), 118-131.
- [103] Gupta, V. B., Drzal, L. T., & Rich, M. J. (1985). «*The physical basis of moisture transport in a cured epoxy resin system.*» *Journal of Applied Polymer Science*, 30(11), 4467-4493.
- [104] Dewimille, B., & Bunsell, A. R. (1983). «*Accelerated ageing of a glass fibre-reinforced epoxy resin in water.*» *Composites*, 14(1), 35-40.
- [105] Lu, X., & Isacsson, U. (1998). «*Chemical and rheological evaluation of ageing properties of SBS polymer modified bitumens.*» *Fuel*, 77(9-10), 961-972.
- [106] Atkins, B. L., Lake, J., & Bashaw, R. N. (1966). U.S. Patent No. 3,242,020. Washington, DC : U.S. Patent and Trademark Office.
- [107] Pfromm, P. H., & Koros, W. J. (1995). «*Accelerated physical ageing of thin glassy polymer films : evidence from gas transport measurements.*» *Polymer*, 36(12), 2379-2387.
- [108] Apicella, A., & Nicolais, L. (1984). «*Role of processing on the durability of epoxy composites in humid environments.*» *Industrial & engineering chemistry product research and development*, 23(2), 288-297.
- [109] Davies, P., Mazeas, F., & Casari, P. (2001). «*Sea water aging of glass reinforced composites : shear behaviour and damage modelling.*» *Journal of composite materials*, 35(15), 1343-1372.
- [110] Martin, R. (Ed.). (2008). «*Ageing of composites.*» Elsevier.
- [111] Davies, P., & Rajapakse, Y. D. (Eds.). (2014). «*Durability of composites in a marine environment*» (Vol. 208). Dordrecht : Springer.
- [112] Mouzakis, D. E., Zoga, H., & Galiotis, C. (2008). «*Accelerated environmental ageing study of polyester/glass fiber reinforced composites (GFRPCs).*» *Composites part B : engineering*, 39(3), 467-475.
- [113] Gillat, O., & Broutman, L. J. (1978). «*Effect of an external stress on moisture diffusion and degradation in a graphite -reinforced epoxy laminate.*» In *Advanced Composite Materials —Environmental Effects*. ASTM International.
- [114] Diamant, Y., Marom, G., & Broutman, L. J. (1981). «*The effect of network structure on moisture absorption of epoxy resins.*» *Journal of Applied Polymer Science*, 26(9), 3015-3025.
- [115] Luo, H. L., Lian, J. J., Wan, Y. Z., Huang, Y., Wang, Y. L., & Jiang, H. J. (2006). «*Moisture absorption in VARTMed three -dimensional braided carbon-epoxy composites with different interface conditions.*» *Materials Science and Engineering : A*, 425(1-2), 70-77.
- [116] Komai, K., Minoshima, K., & Shiroshita, S. (1991). «*Hygrothermal degradation and fracture process of advanced fibre - reinforced plastics.*» *Materials Science and Engineering : A*, 143(1-2), 155-166.
- [117] Selzer, R., & Friedrich, K. (1995). «*Influence of water up-take on interlaminar fracture properties of carbon fibre - reinforced polymer composites.*» *Journal of materials science*, 30(2), 334-338.
- [118] Buehler, F. U., & Seferis, J. C. (2000). «*Effect of reinforcement and solvent content on moisture absorption in epoxy composite materials.*» *Composites Part A :*

Applied Science and Manufacturing, 31(7), 741-748.

[119] Wang, D. (2009). «*Impact behavior and energy absorption of paper honeycomb sandwich panels.*» *International Journal of Impact Engineering*, 36(1), 110-114.

[120] Bourennane, H., Gueribiz, D., Fréour, S., & Jacquemin, F. (2019). «*Modeling the effect of damage on diffusive behavior in a polymeric matrix composite material.*» *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 0731684419845479.

[121] Duplessis, H. MALLARD Du, and A. Thionnet Renard, «*Dimensionnement des structures en composite stratifiés à fibres longues.*» ENSMP, 2005.

[122] Boisseau, A., Davies, P., & Thiebaud, F. (2013). «*Fatigue behaviour of glass fibre reinforced composites for ocean energy conversion systems.*» *Applied Composite Materials*, 20(2), 145-155.

[123] Upadhyay PC, Gupta GS, and Lyons DW. «*Plastic Deformation of Fiber Coating in Polymer Matrix Composites under Hygrothermal Loading.*» *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. 1999;18(11) :985-1010.

[124] Somjai Kajorncheappunngam, Rakesh K Gupta, Hota VS GangaRao. «*Effect of Aging Environment on Degradation of Glass-Reinforced Epoxy.*» *J. Compos. Constr.* 2002;6 :61-69.

[125] Dewimille B and Bunsell AR. «*The modeling of hydrothermal aging in glass fibre reinforced epoxy composites.*» *Journal of Physics D – Applied Physics*. 1982;15(10) : 2079-2091.

[126] ASTM D 5229/D 5229M-92. «*Standard Test Method for Moisture Absorption Properties and Equilibrium Conditioning of Polymer Matrix Composite Materials.*»

[127] Xian G and Karbhari VM. «*Segmental relaxation of water-aged ambient cured epoxy.*» *Polymer Degradation and Stability*. 2007;92(9) :1650-1659.

# Chapitre V

## Étude du comportement dynamique d'une tuyère composite : Situation d'un impact accidentel

### Sommaire

---

<b>V.1 Introduction</b>	<b>187</b>
<b>V.2 Modélisation numérique des structures</b>	<b>188</b>
V.2.1 Principe	188
V.2.2 Schémas d'intégration : Explicite ou implicite ?	189
<b>V.3 Présentation du code</b>	<b>189</b>
<b>V.4 Modélisation Shell (Article 1)</b>	<b>191</b>
V.4.1 Structure et conditions aux limites	192
V.4.2 Matériaux et propriétés	192
V.4.3 Convergence du Maillage	195
V.4.4 Modèles constitutifs	196
V.4.4.1 Réponse du matériau endommagé	196
V.4.4.2 Critère d'initiation	199
V.4.4.3 Critère de propagation	200
V.4.5 Résultats et discussion	203
V.4.5.1 Chargements statique	203
V.4.5.2 Comportement global	203
V.4.5.3 Endommagement	205
<b>V.5 Modélisation solide (Article 2)</b>	<b>211</b>



V.5.1	Analyse de la réponse dynamique . . . . .	213
V.5.2	Développement d'une VUMAT . . . . .	214
V.5.3	Validation de la VUMAT pour les structures tubulaires . . . . .	218
V.5.3.1	Description de la procédure expérimentale . . . . .	218
V.5.3.2	Validation du Modèle numérique . . . . .	218
<b>V.6</b>	<b>Résultats et discussion . . . . .</b>	<b>219</b>
V.6.1	Conservation d'énergie . . . . .	219
V.6.2	Comportement dynamique de la tuyère . . . . .	221
V.6.2.1	Effet de la vitesse et de la géométrie de l'impacteur . . . . .	221
V.6.2.2	Effet de l'énergie d'impact . . . . .	222
V.6.2.3	Effet du choix des matériaux . . . . .	223
V.6.2.4	Effet des longerons et amélioration de la rigidité . . . . .	226
<b>V.7</b>	<b>Conclusion . . . . .</b>	<b>228</b>
<b>V.8</b>	<b>Références . . . . .</b>	<b>231</b>

---

## V.1 Introduction

L'énergie cinétique disponible dans les courants marins est une source d'énergie inexploitée. Plusieurs études ont montré que les courants marins ont un grand potentiel en tant que ressource prévisible et durable pour la production d'énergie électrique à l'échelle commerciale [1,2,3]. En général, l'industrie maritime s'intéresse à l'utilisation des hydroliennes pour la production d'énergie. La capacité de prédire le comportement mécanique d'une façon générale et dynamique en particulier de ces turbines est essentielle pour l'analyse et la conception optimale de tels systèmes. En utilisation, la tuyère d'une hydrolienne peut être sujette à un impact accidentel. Ce phénomène peut être suffisamment important pour endommager la structure. La modélisation des dommages est un défi actif dans de nombreuses applications telles que la marine, l'aérospatiale et l'automobile [4]. Les structures composites sont très sensibles à la dégradation de leurs propriétés et, par conséquent, une défaillance catastrophique peut se produire avec plus d'un mode de dommage [5]. Cette étude s'inscrit dans le cadre de travaux de recherche visant à la modélisation numérique du comportement des composites sous l'action de sollicitations dynamiques pour des applications navales. Cet axe de recherche est d'une grande importance pour les différents domaines d'applications à l'instar des énergies marines renouvelables (EMR). Afin de répondre aux besoins des fabricants des hydroliennes, généralement liés à un problème de gain de masse et d'une durabilité en milieu agressif, les matériaux composites présentent un atout considérable en raison de leurs excellentes relations "masse/résistance" et "masse/rigidité". Aujourd'hui, les grandes pales des hydroliennes sont presque toutes en polymère renforcé de fibres de verre (GFRP) car elles représentent actuellement le meilleur moyen de trouver un équilibre entre performance, poids et intégrité structurelle [6], sachant que le milieu marin est particulièrement exigeant et agressif (corrosion due au sel, forces des courants et tempêtes). L'avantage des composites GFRP est qu'ils sont relativement peu coûteux et offrent une résistance et une rigidité suffisante. Cependant, à mesure que la taille des turbines augmente, le polymère renforcé de fibres de carbone (CFRP) devient de plus en plus populaire pour le développement de certaines parties des pales et/ou de la tuyère, comme les longerons et certaines zones critiques telles que le bord de fuite. En revanche, les fibres de carbone coûtent généralement 10 à 20 fois plus cher que les fibres de verre. En fait, les fibres de carbone offrent un module beaucoup plus élevé et une réduction de poids significative. Enfin, pour notre étude, le matériau GFRP a été choisi comme compromis entre le coût et la performance. Une conception structurale de l'hydrolienne avec carénage utilisant des matériaux composites a donc été examinée. La tuyère de l'hydrolienne est particulièrement

confrontée aux impacts dus à sa position particulière. L'aspect des dommages causés par l'impact a donc également été examiné en détail dans le présent chapitre. L'objectif de ce chapitre est d'étudier d'un point de vue qualitatif et quantitatif le comportement de la tuyère composite d'une hydrolienne sous impact à faible vitesse en utilisant la méthode des éléments finis. Pour étudier cette situation on procède à une analyse paramétrique qui porte sur l'effet de la vitesse, de la masse et de la forme de l'impacteur. Le comportement mécanique a été analysé en tant qu'effet cinématique dû à la flexion de la structure composite et en tant qu'effet dynamique causé par l'interaction entre l'impacteur et les pressions hydrodynamiques et hydrostatiques. Les contraintes et la distribution des déformations sont présentées. D'autre part, la modélisation des dommages a été formulée pour une structure Shell sur la base des critères de Hashin pour les dommages intralaminaires. Ensuite le modèle tridimensionnel de comportement des composites stratifiés, intégré dans Abaqus (module Explicit) sous la forme d'une routine Fortran au format VUMAT a été comparé et validée par comparaison avec des mesures expérimentales. Ce chapitre a fait l'objet des articles acceptés et publiés dans les revues Composites Structures et Energy Reports.

- **Article 1** :Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A.,Saifaoui, D. (2017). Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads. Composite Structures, 170, 146-157.
- **Article 2** :Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Hassoon, O. H., Benyahia, H. (2018). Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy : Case of ducted tidal turbine. Energy Reports, 4, 31-40.

## V.2 Modélisation numérique des structures

### V.2.1 Principe

La modélisation numérique en dynamique rapide s'appuie sur une discrétisation de la structure en éléments classiques 1D poutre, 2D plaques,coques et 3D solides suivant la géométrie de la structure et des résultats souhaités. Les lois physiques qui contrôlent le calcul sont classiquement [7] :

- La conservation de la masse
- La conservation de l'énergie
- L'équilibre local.

L'espace est discrétisé en nœuds et éléments. La gestion du contact se fait de façon spécifique, utilisant des raideurs d'interface. Trois formulations sont possibles [8] :

1. **Formulation Lagrangienne** : Les nœuds du maillage sont liés à la matière. Et pour ce type de maillage, plus la déformation est importante, moins les résultats obtenus sont corrects.
2. **Formulation Eulérienne** : Les nœuds sont fixes, la matière s'écoule à travers, ce qui permet de conserver un maillage correct pour de grande déformation.
3. **Formulation ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian)** : Méthode intermédiaire.

## V.2.2 Schémas d'intégration : Explicite ou implicite ?

Il existe de nombreuses méthodes d'intégration pour les systèmes du second ordre, telles que les méthodes de Newmark. Selon les paramètres  $a$  et  $b$  choisis, on aboutit à différents types de schémas d'intégration. Le tableau V.1 donne les propriétés de différents schémas d'intégration de Newmark en fonction de ces paramètres [9]. Le choix de la méthode d'intégration se pose donc : quel schéma d'intégration

Méthode	Type	b	a	Stabilité
Accélération constante	Implicite	01-avr	01-févr	inconditionnelle
Accélération linéaire	Implicite	01-juin	01-févr	conditionnelle
Fox-Goodwin	Implicite	01-déc	01-févr	conditionnelle
Différence finies centrales	Explicite	0	01-févr	conditionnelle

TABLE V.1 – Propriétés de différentes méthodes d'intégration de la famille Newmark.

doit être envisagé pour le calcul en dynamique rapide ? Les principaux avantages et inconvénients des méthodes d'intégration explicite et implicite sont résumés dans le tableau V.2 [10].

## V.3 Présentation du code

Le code Abaqus est un code éléments finis dont la formulation Lagrangienne est utilisée dans ce travail. Deux versions du code sont disponibles pour les utilisateurs, à choisir selon l'application [11] :

<b>Explicite</b>	<b>Implicite</b>
(-) conditionnellement stable	(+) inconditionnellement stable
(-) pas de temps réduit	(+) pas de temps géré par l'utilisateur
(+) précision en $dt^2$	(+) précision en $dt^2$
(+) inversion de $\{M\}$ , diagonale	(-) inversion $\{M\} + \alpha\{k\}$ non diagonale
(+) taille mémoire réduite	(-) taille mémoire importante
(+) résolution élément par élément	(-) résolution globale (nécessite la convergence à chaque itération)
(+) robuste	(-) pivot nuls, divergence
(+) faible cout CPU	(-) cout CPU important

TABLE V.2 – Explicite vs. Implicite.

- La première, appelée version standard, utilise le schéma de Newmark comme algorithme d'intégration dans le temps. Ce schéma étant implicite, il conduit à un système d'équations cinématiques non linéaires dont la résolution nécessite l'utilisation de méthodes itératives telles que la méthode de Newton-Raphson ou, quand c'est possible, une des méthodes équivalentes permettant de réduire le temps de calcul. Cette version est plus utilisée pour simuler les applications impliquant un chargement quasi statique du matériau.
- La deuxième version, appelée version explicite, utilise comme son nom l'indique un schéma d'intégration explicite dans le temps. Ce schéma, qui correspond à la méthode des différences fines centrées, conduit à un système d'équations linéaires dont la résolution est directe, ne nécessitant aucun processus itératif. La condition de stabilité de cette méthode est liée à l'incrément de temps qui doit être inférieur à une certaine valeur critique. Cette valeur est déterminée par le temps que mettent les ondes élastiques de dilatation pour parcourir la longueur du plus petit élément dans le maillage utilisé :

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \min(L_e/C_d) \quad (\text{V.1})$$

$L_e$  : étant la longueur caractéristique de l'élément et  $C_d$  : la célérité des ondes élastiques de dilatation. Cette version est adaptée pour simuler les applications de chargement dynamique. Comme il a été présenté auparavant, une hydrolienne est une structure composite complexe. L'étude de l'impact et des dommages induits sur une telle structure représente donc une grande difficulté. La figure V.1 présente un schéma explicatif du passage d'un modèle continu vers un modèle discret. Dans toute modélisation, nous avons besoin de données qui permettent de décrire le comportement de la structure. Elles peuvent être de différentes origines : matériaux, géométrie, conditions aux limites, chargements... etc. Ces données sont valables pour les deux

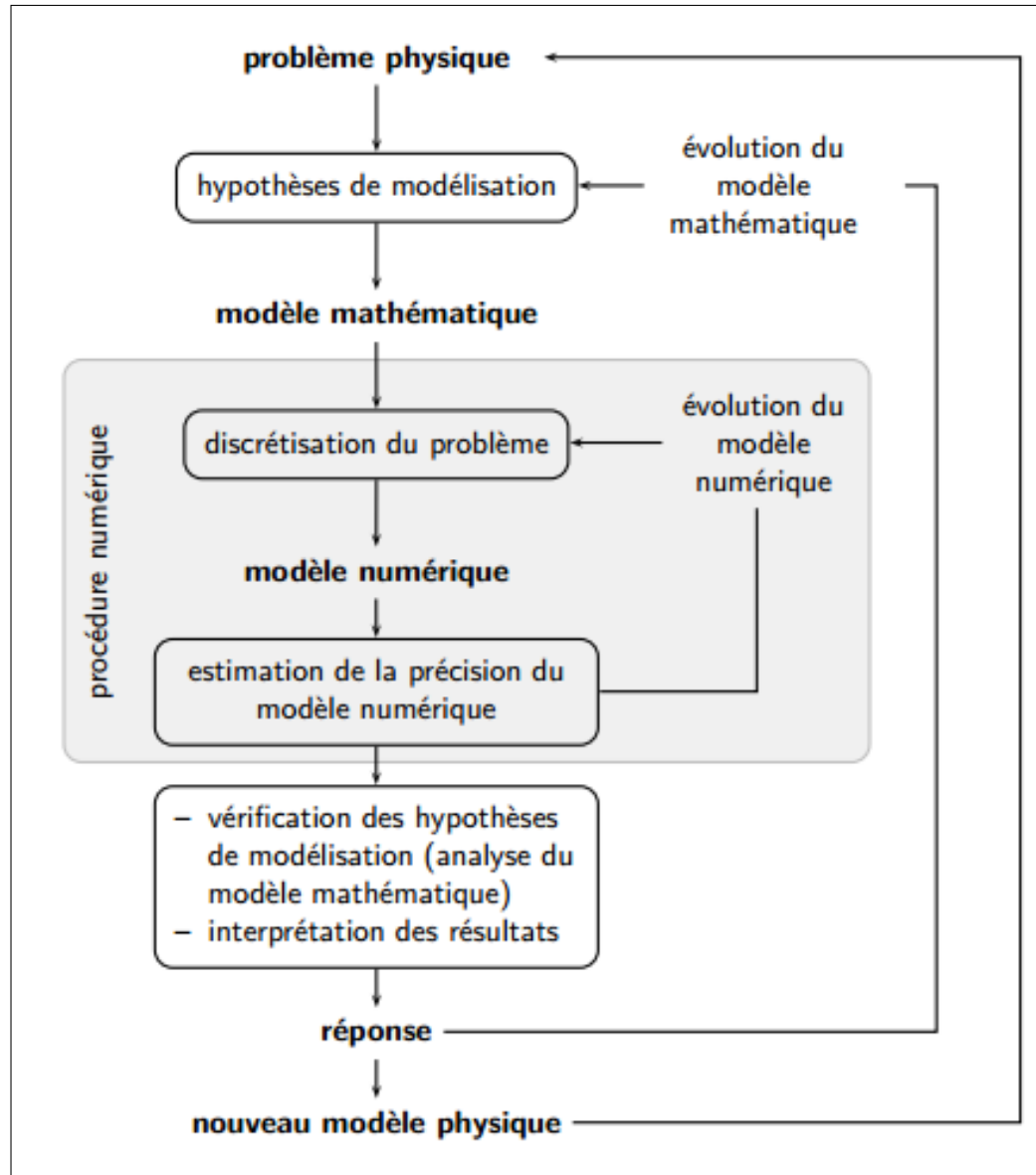


FIGURE V.1 – Schéma explicatif du passage d'un modèle continu vers un modèle discret.

modélisations utilisées : Modélisation Shell et solide.

## V.4 Modélisation Shell (Article 1)

Les matériaux composites offrent de nouvelles perspectives pour les énergies marines renouvelables et les structures sous-marines. Ces matériaux sont utilisés pour les hydroliennes avec carénage. Leurs propriétés attrayantes telles que leur légèreté, leur grande rigidité et leur bonne résistance à la corrosion par rapport aux matériaux

métalliques en font le meilleur choix pour les concepteurs des hydroliennes. Ces exigences dictent l'utilisation de matériaux composites stratifiés tels que le polymère renforcé de fibres de verre ou de carbone. En revanche, ces structures peuvent être soumises à des conditions d'utilisations très sévères telles que l'impact accidentel et le biofouling. L'hydrolienne est un dispositif mécanique qui capte l'énergie cinétique du courant marin pour produire de l'électricité. Une façon d'augmenter l'efficacité des hydroliennes est d'installer des tuyères pour accélérer la vitesse d'écoulement. En ce qui concerne ce dispositif, différents termes tels que conduit, carénage, concentrateur, diffuseur sont utilisés comme synonymes. L'ajout d'une tuyère pourrait améliorer considérablement la puissance de sortie. La section du conduit induit une circulation qui accélère le flux d'eau dans le rotor et augmente la puissance disponible. Un programme de la méthode des panneaux (panel method) couplé à la théorie des éléments de pale (BEM) a été utilisé pour concevoir une hydrolienne qui atteint 88 % de la limite de Betz.

#### **V.4.1 Structure et conditions aux limites**

La figure V.2 montre le profil AMM12-6(5°) pour générer la structure 3D de la tuyère de l'hydrolienne. Nous avons tracé le profil hydrodynamique à l'aide du logiciel Heliciel. Par la fonction d'extrusion d'ABAQUS, la structure 3D de l'hydrolienne est obtenue telle que présentée sur la figure V.3. Cette structure est introduite dans le code des éléments finis d'Abaqus afin de réaliser des simulations d'essais d'impact et d'analyser le comportement dynamique et de suivre la cinétique des dommages.

Les hydroliennes sont soumises à des chargements drastiques en raison de la forte densité de l'eau de mer et des impacts accidentels lors de son fonctionnement. Cependant, une résistance et une rigidité adéquates couplées avec le choix des matériaux sont nécessaires afin de trouver un compromis entre efficacité, endurance, poids et coût. Nous avons choisi dans notre étude comme conditions aux limites un encastrement de l'hydrolienne au niveau du rotor qui est lui-même relié au stator. Les pales sont reliées à un axe qui est en mouvement de rotation, figure V.3.

#### **V.4.2 Matériaux et propriétés**

Le matériau composite utilisé pour la conception de la tuyère est le verre polyester. Le comportement se traduit donc comme un comportement orthotrope et sa matrice de souplesse est réduite à 9 composantes. Les essais de caractérisation (traction, compression) utilisés dans la thèse de mon collègue Owaisur shah « Identification et caractérisation des propriétés mécaniques et structurales en endommagement

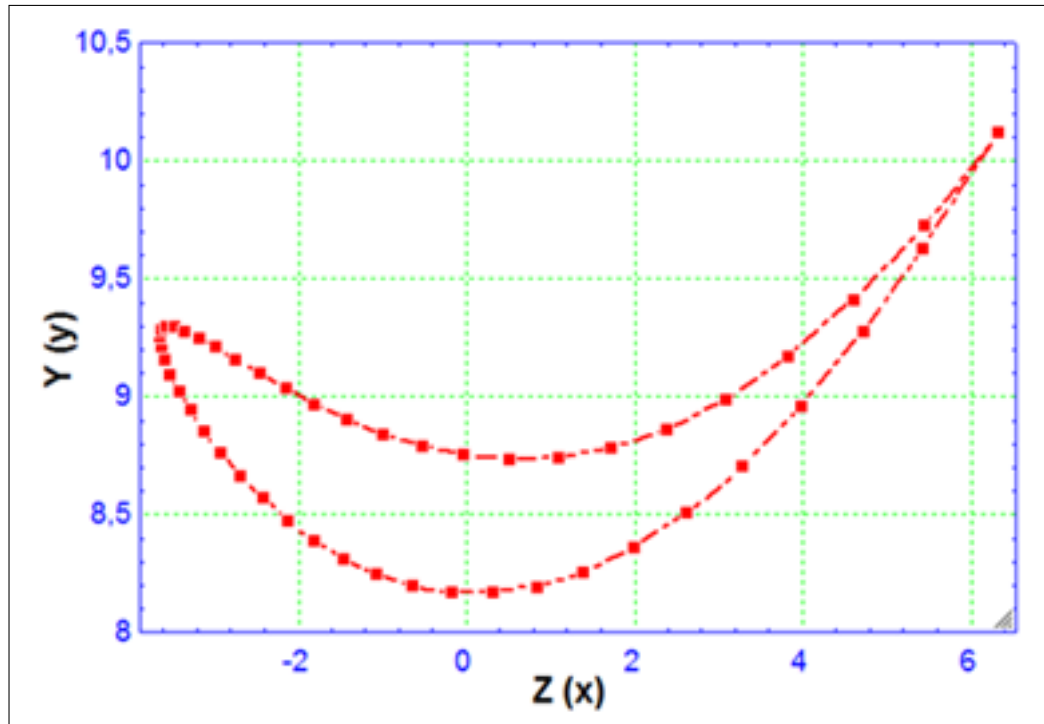


FIGURE V.2 – Profil de la tuyère.

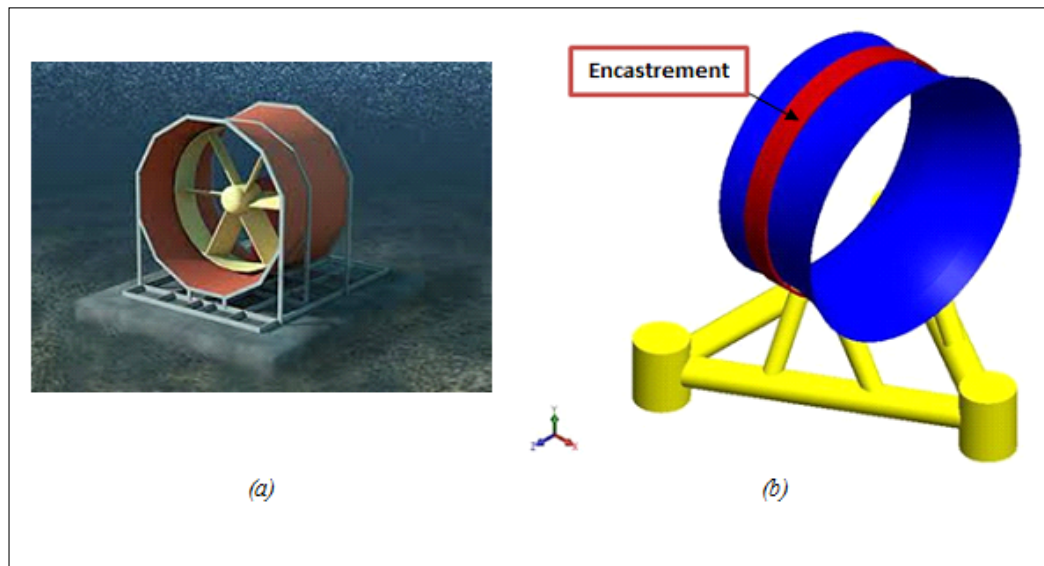


FIGURE V.3 – Hydrolienne avec carénage.

statique et fatigue d'une pale composite d'éolienne flottante» nous permettent de déterminer les propriétés élastiques du matériau orthotrope ainsi que ses contraintes admissibles. Dans cette partie, pour l'analyse du comportement endommageable du composite, nous avons choisi l'utilisation d'un critère d'endommagement progressif



de type Hashin puisqu'il est implémenté dans le code de calcul Abaqus et qui est adapté pour une modélisation coque « Shell ». Dans ce cas, nous devons spécifier les valeurs admissibles des matériaux (fibres et matrice), sous différentes sollicitations : traction (indice t), compression (indice c) et cisaillement longitudinal et transversal. Les propriétés mécaniques du composite sont données dans les tableaux V.3 et V.4 [12,13] . La loi d'évolution de l'endommagement est basée sur l'énergie dissipée lors

Propriétés	Valeurs
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1960
$E_1$ (MPa)	48160
$E_2$ (MPa) = $E_3$ (MPa)	11210
$\nu_{23}$	0,27
$\nu_{12} = \nu_{13}$	0,096
$G_{12}$ (MPa) = $G_{13}$ (MPa)	4420
$G_{23}$ (MPa)	9000

TABLE V.3 – Propriétés du composite Verre/Polyester [12,13] .

Propriétés	Valeurs
$X_t$ (GPa)	10,213
$X_c$ (GPa)	0,978
$Y_t$ (MPa)	29,5
$Y_c$ (MPa)	171,8
$S_L$ (MPa) = $S_T$ (MPa)	35, 3

TABLE V.4 – Contraintes ultimes du composite Verre/Polyester [12,13] .

de l'avancée de la fissure. Cette loi d'évolution est considérée comme linéaire. Il faut alors calculer des seuils, de type énergétique, qui traduisent l'évolution de l'endommagement. Ils sont approximés de la façon suivante pour la taille de l'élément dans le logiciel Abaqus :

$$G = L_e \times \frac{X^2}{2E} \quad (V.2)$$

Ou  $L_e$  correspond à une longueur caractéristique, X et E correspondent respectivement à la valeur admissible et au module élastique dans le mode de sollicitation établi. Ces énergies sont calculées en traction et en compression et dans les sens longitudinal et transversal pour une taille unitaire, tableau V.5.

Propriétés	Notation	Valeurs
Énergie de rupture en traction longitudinale (N/mm)	$E_L^t$	0.3
Énergie de rupture en compression longitudinale (N/mm)	$E_L^c$	0.6
Énergie de rupture en traction transversale (N/mm)	$E_T^t$	0.6
Énergie de rupture en compression transversale (N/mm)	$E_T^c$	0.6

TABLE V.5 – Données de la loi d'évolution de l'endommagement.

### V.4.3 Convergence du Maillage

Le processus d'impact est un processus non linéaire. Nous avons donc choisi l'utilisation d'une formulation de type explicite en prenant en compte les chargements hydrostatiques, gravité et hydrodynamique avec la présence de l'impact, figure V.4. Dans cette première modélisation, l'hydrolienne est modélisée par une structure déformable, de type coque conventionnelle, à laquelle nous appliquons des éléments de type quadrangle à quatre nœuds et à intégration réduite de type S4R. La taille des éléments est celle déterminée par l'étude de sensibilité (convergence au maillage). L'impacteur est modélisé par un volume rigide discret ce qui lui confère une rigidité infinie. Une masse additionnelle et une vitesse initiale sont appliquées en son point de référence. La structure de la turbine a été exposée à des scénarios d'impact d'impact avec différentes formes géométriques d'impacteur telles qu'hémisphérique et conique. L'interaction entre les objets est simulée par l'algorithme de contact général d'ABAQUS avec la méthode de contrainte cinématique pour le comportement normal et la friction de Coulomb pour le comportement tangentiel.

La simulation numérique de l'endommagement des structures composites est souvent étudiée au moyen de la méthode des éléments finis [14]. Le modèle d'éléments finis est illustré à la figure V.4a avec des chargements de type gravité, hydrostatiques et hydrodynamiques. La figure V.5 montre la stratification [45/-45/0/90/90/0/-45/45]s utilisée dans ce modèle. Pour définir une taille de maille optimale (réduire le temps de calcul sans altérer la solution numérique), nous avons eu recours à une étude de sensibilité. L'évolution de la contrainte maximale en fonction de la taille de l'élément est représentée à la figure V.6. Les résultats des calculs successifs semblent converger à partir de 129490 éléments; qui correspond à une taille de maille de 100 mm. La convergence est obtenue à partir d'un rapport "maillage /dimension totale de la structure" de 0,005. Ce rapport est retenu dans d'autres géométries de modélisation de carénage. Compte tenu de la forte évolution du CPU en fonction du nombre d'éléments, il n'est pas nécessaire d'affiner le maillage. La taille optimale obtenue des éléments sera alors appliquée aux 2 modélisations. Dans les analyses structurelles

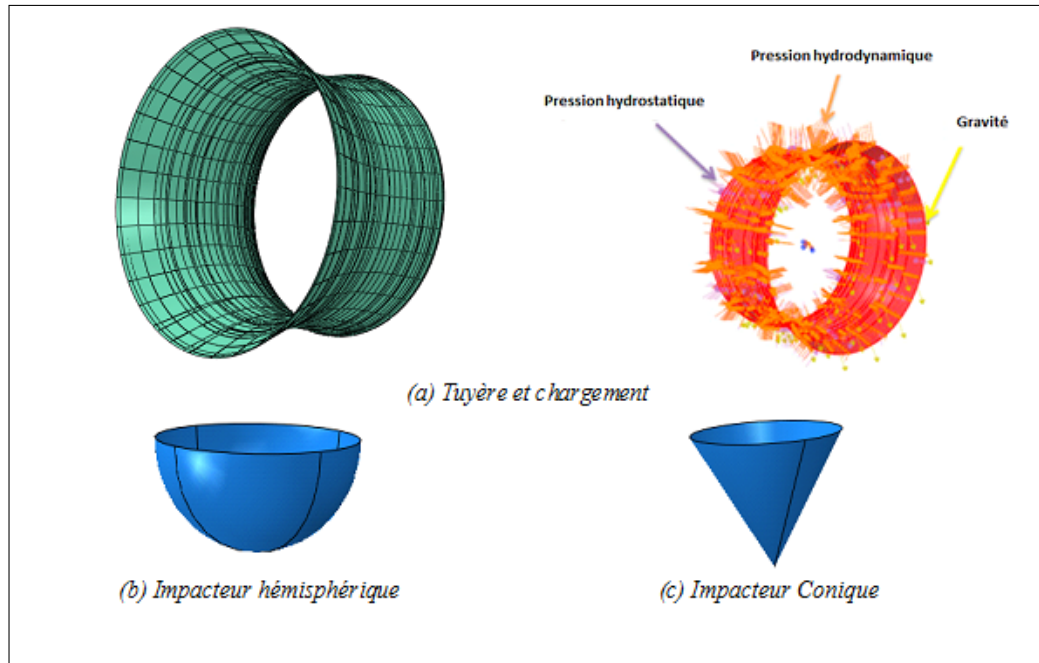


FIGURE V.4 – Modèle élément finis.

non linéaires l'utilisation des éléments quadratiques n'est pas recommandée pour ce type de modélisation car cela impliquerait un temps de calcul très important ; nous avons donc choisi dans notre étude un élément quadrilatéral robuste et polyvalent à 4 nœuds avec interpolation linéaire et intégration réduite (S4R) qui convient à une large gamme d'applications. En effet, on obtient généralement une meilleure précision à moindre coût si on utilise un maillage fin avec ces éléments plutôt qu'une maille comparable avec des éléments quadratiques. Par conséquent, l'élément final sélectionné dans la figure V.7 est S4R avec une taille de 100mm.

## V.4.4 Modèles constitutifs

### V.4.4.1 Réponse du matériau endommagé

Dans cette section, nous examinons le modèle de l'endommagement progressif en expliquant l'équation des différents modes d'endommagement mis en œuvre. L'endommagement dans les composites suit deux phases : l'initiation et la propagation. Nous adaptons ici le modèle proposé par Matzenmiller et al. [15] pour le calcul de la dégradation des coefficients de la matrice de rigidité. Dans ce modèle, les relations constitutives des stratifiés composites endommagés peuvent s'écrire comme suit :

$$\hat{\sigma} = M\sigma \quad (\text{V.3})$$

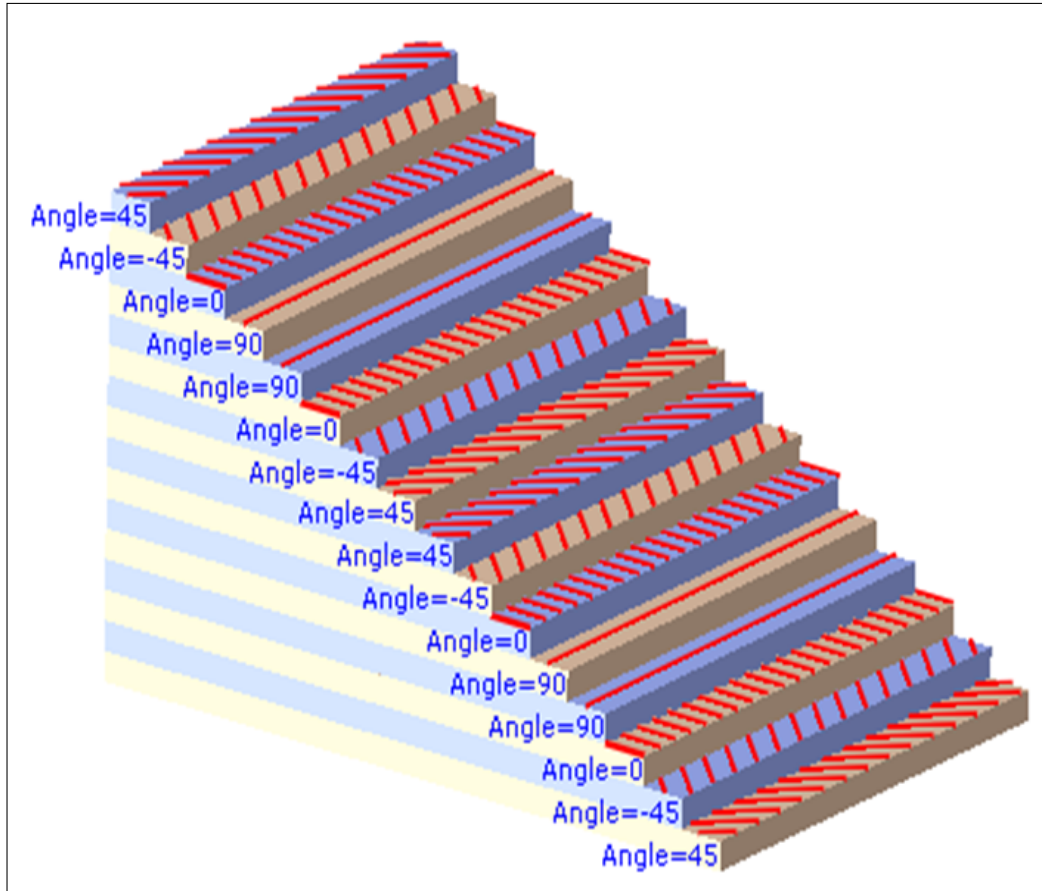


FIGURE V.5 – Stratification utilisée dans la modélisation.

Où  $\sigma$  est la contrainte réelle et  $M$  est l'opérateur de l'endommagement, qui a la forme diagonale suivante :

$$M = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1-d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-d_s} \end{bmatrix} \quad (V.4)$$

$d_f, d_m, d_s$  sont des variables internes qui caractérisent l'endommagement des fibres, de la matrice et l'endommagement par cisaillement, respectivement. La matrice de compliance avec prise en compte de l'endommagement est donnée par l'équation suivante :

$$H = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-d_m)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_s)G_{12}} \end{bmatrix} \quad (V.5)$$

et la matrice de rigidité correspondante est obtenue à partir de l'équation ci-dessous :  
Où

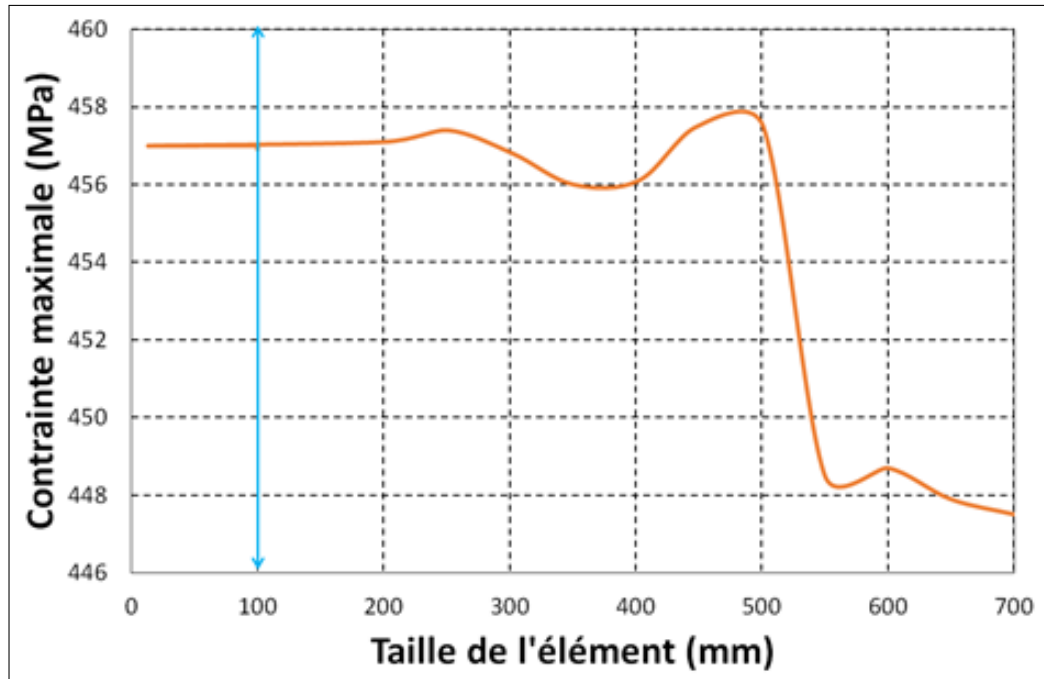


FIGURE V.6 – Convergence du maillage.

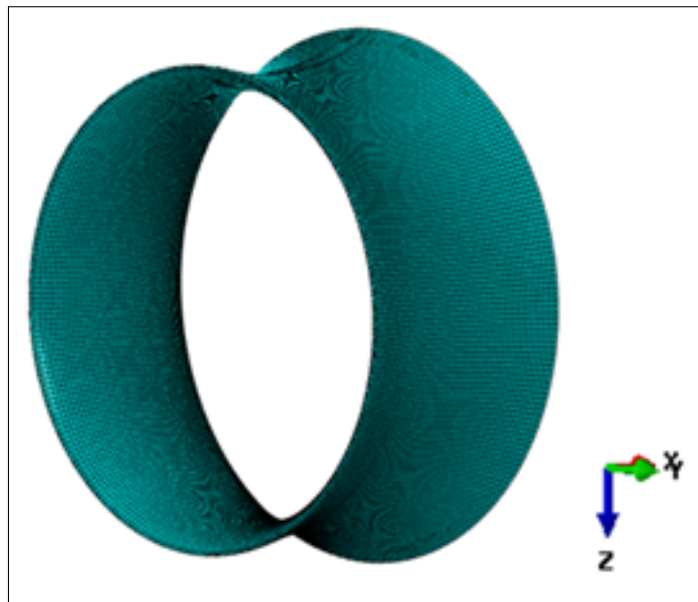


FIGURE V.7 – Maillage final du modèle numérique.

$$D = 1 - (1 - d_f)(1 - d_m) \nu_{12}\nu_{21} \quad (V.6)$$

$E_1, E_2$  et  $G_{12}$  sont les modules de Young et de cisaillement respectivement,  $\nu_{12}, \nu_{21}$  sont les coefficients de Poisson, Les variables d'endommagement  $d_f, d_m, d_s$  peuvent

avoir différentes valeurs de tension et de compression, qui seront désignées par  $d_f^t, d_f^c, d_m^t, d_m^c$  correspondent aux quatre modes suivants :

$$d_f = \begin{cases} d_f^t & \text{si } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \\ d_f^c & \text{si } \hat{\sigma}_{11} < 0 \end{cases} \quad (\text{V.7})$$

$$d_m = \begin{cases} d_m^t & \text{si } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \\ d_m^c & \text{si } \hat{\sigma}_{22} < 0 \end{cases} \quad (\text{V.8})$$

De plus, nous supposons que la variable d'endommagement correspondant au cisaillement n'est pas indépendante et peut être exprimée sous forme de fonction :

$$d_s = 1 - (1 - d_f^t) (1 - d_f^c) (1 - d_m^t) (1 - d_m^c) \quad (\text{V.9})$$

#### V.4.4.2 Critère d'initiation

La modélisation de l'endommagement dans les composites stratifiés peut être étudiée à l'aide d'une approche fondée sur des critères de contrainte ou de déformation ou selon les concepts de la mécanique de rupture. Hashin a proposé quatre modes de rupture pour les composites, à savoir la rupture des fibres en traction et en compression et la rupture de la matrice en traction et en compression. Le critère de Hashin a été implémenté dans la majorité des logiciels d'éléments finis. Ainsi, dans la présente étude, ce critère a été utilisé pour estimer l'initiation de l'endommagement des fibres et de la matrice et proposé comme suit [16] :

- **Fibre en tension** ( $\sigma_{11} \geq 0$ )

$$F_{ft} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \alpha \left( \frac{\sigma_{12}}{S_L} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{V.10})$$

- **Fibre en compression** ( $\sigma_{11} < 0$ )

$$F_{fc} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{V.11})$$

- **Matrice en tension** ( $\sigma_{22} \geq 0$ )

$$F_{mt} = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_L} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{V.12})$$

- **Matrice en compression** ( $\sigma_{22} < 0$ )

$$F_{mc} = \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_T} \right)^2 + \left[ \left( \frac{Y_c}{2S_T} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_L} \right)^2 \geq 1 \quad (\text{V.13})$$

Avec

$X_t$  : indique la résistance à la traction dans le sens des fibres.

$X_c$  : indique la résistance à la compression dans le sens des fibres.

$Y_t$  : indique la résistance à la traction dans le sens transversal.

$Y_c$  : désigne la résistance à la compression dans le sens transversal.

$S_L$  : indique la résistance au cisaillement longitudinal du composite.

$S_T$  : indique la résistance au cisaillement transversal du composite.

Le coefficient  $\alpha$  détermine la contribution de la contrainte de cisaillement sur la traction des fibres et  $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12}$  le tenseur des contraintes.

#### **V.4.4.3 Critère de propagation**

L'endommagement du matériau composite est un cumul de défauts microscopiques à l'échelle de la fibre et de la matrice et du pli. L'apparition et le développement des microfissures avec différentes tailles d'échelle interne et externe de la structure sont considérées comme un facteur principal dans le mécanisme de rupture [17]. Pour simuler l'évolution de l'endommagement, la modélisation doit prendre en compte les différentes formes de dommages survenant lors des essais de l'impact. Il n'est pas nécessaire que le modèle numérique prenne en compte tous les phénomènes physiques observés qui n'affecte pas de manière directe le comportement mécanique de la tuyère. Dans un premier temps, il a été décidé de ne restaurer que les dommages de la matrice et des fibres. Ce choix a été dicté par l'infiltration d'eau en présence de ce type de dommage et qui peut conduire à la dégradation rapide du matériau sous l'effet du vieillissement. Il existe un très grand nombre de travaux sur les critères de l'endommagement des matériaux composites. Parmi les plus récents, on peut citer les publications de Christensen [18], Paris [19] et Hinton et al. [20], qui ont permis d'effectuer un certain tri des différents critères. Les théories relatives aux stratifiés les plus couramment utilisées sont : la théorie de Tsai-Wu [21], l'approche bidimensionnelle de Hashin [22] et l'approche tridimensionnelle de Hashin [23], Chang-Chang [24], Christensen [25] et Puck [26]. Ces critères sont généralement basés sur une décomposition de l'endommagement en différents modes de rupture. Hashin [22,23] considère quatre modes de rupture : rupture de la fibre en traction et en compression et rupture de la matrice en traction et en compression. L'avantage de ce critère est la mise en évidence des principaux modes de rupture opérant dans un stratifié. Chang-Chang [24] considère deux modes de rupture : la décohésion fibre-matrice couplée à la rupture de la fibre, et la fissuration de la matrice. Christensen [25] explique que la rupture de la matrice pourrait être présentée par un seul mode et qu'en revanche deux modes sont nécessaires pour représen-

ter la rupture de la fibre. Plus tard, Puck [26] propose un critère similaire à celui de Hashin mais en considérant sept modes distincts représentatifs des dégradations non linéaires de la matrice. Quant au critère de Tsai-Wu, il présente l'inconvénient de ne pas pouvoir distinguer les modes de rupture et suppose un seul mode global pour l'ensemble des dégradations. Cette limitation l'exclut donc pour une utilisation après l'apparition des premiers dommages. D'autres théories d'endommagement ont été développées et sont fortement utilisées dans les codes de calculs commerciaux pour caractériser l'endommagement des matériaux composites. Elles se basent sur un état initial sain et la structure suit une loi matériau initiale de type élastique orthotrope ou anisotrope. Lorsque la charge en service de la structure atteint un point de fonctionnement maximal (point A), figure V.8, il y a initiation de l'endommagement. Dès lors le comportement évolue et l'endommagement grandit jusqu'à la rupture totale de l'élément. On peut distinguer les différentes phases de dégradation

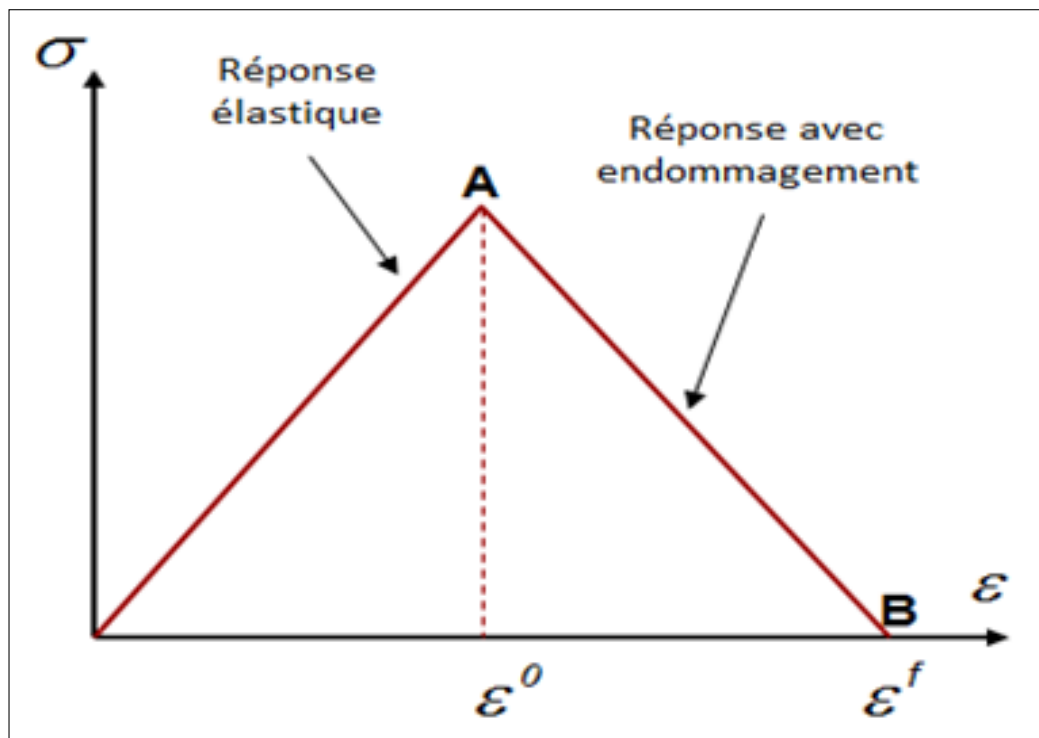


FIGURE V.8 – Loi bilinéaire d'endommagement implémentée dans Abaqus.

d'un élément, telles qu'elles sont implémentées dans Abaqus [27]. La loi bilinéaire proposée comporte :

- Le comportement constitutif non endommagé (réponse élastique) ;
- L'initiation du dommage (point A) ;
- L'évolution du dommage (droite A-B) ;
- La suppression de l'élément (point B).



Le phénomène d'évolution de l'endommagement est un processus irréversible, la dégradation des propriétés du matériau est contrôlée par les variables de l'endommagement. La rigidité du matériau continue à se dégrader avec l'augmentation de la charge, Tarfaoui et al. [28,29]. Sur la base de la relation entre la contrainte effective et le déplacement, l'évolution de l'endommagement peut être constituée. Par conséquent, les variables d'endommagement pour chaque mode, dans la fibre et la matrice, sont exprimées sous la forme du saut de déplacement :

$$d = \frac{\delta_{eq}^f (\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq} (\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad (V.14)$$

Où  $\delta_{eq}^0$  et  $\delta_{eq}^f$  sont les déplacements équivalents respectivement au point de l'initiation de l'endommagement et à l'état de l'endommagement complètement propagée. Dans l'équation précédente  $d = 0$  correspond au point A et  $d = 1$  correspond au point C de la figure V.9a. L'évolution de la variable d'endommagement  $d$  correspond au déplacement équivalent  $\delta_{eq}$  et est illustrée à la figure V.9b. Le modèle global utilisé

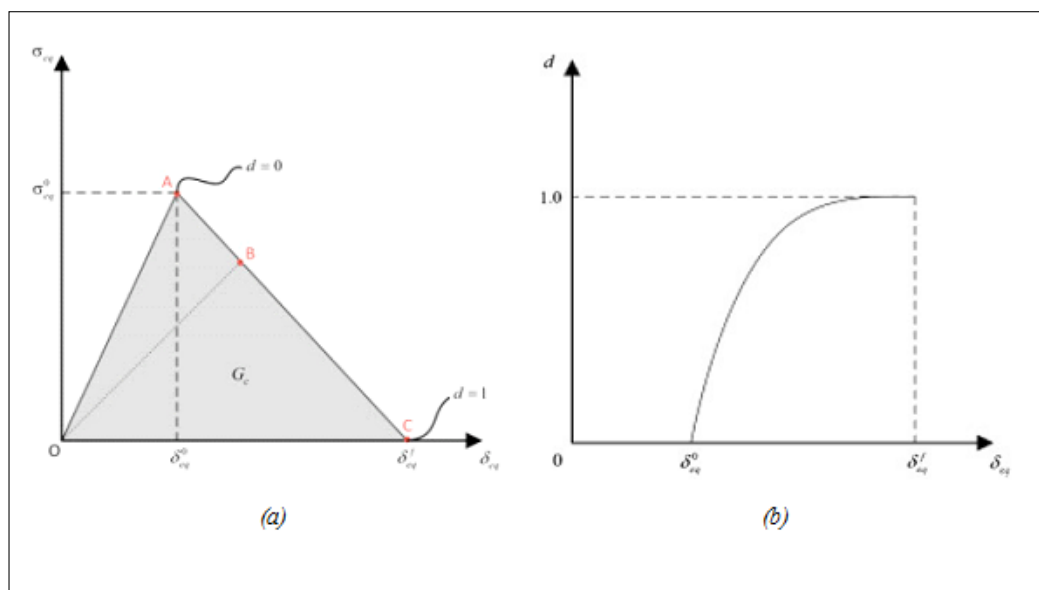


FIGURE V.9 – Modèle de dégradation proposé par Hashin.

pour la simulation est présenté à la figure V.11. Ce modèle montre la partie de la turbine (tuyère) et la zone impactée. De nombreuses situations d'impact accidentel ont été simulées et traitées avec la présence des chargements hydrostatiques, gravité et hydrodynamiques qui sont développées avec le logiciel Abaqus :

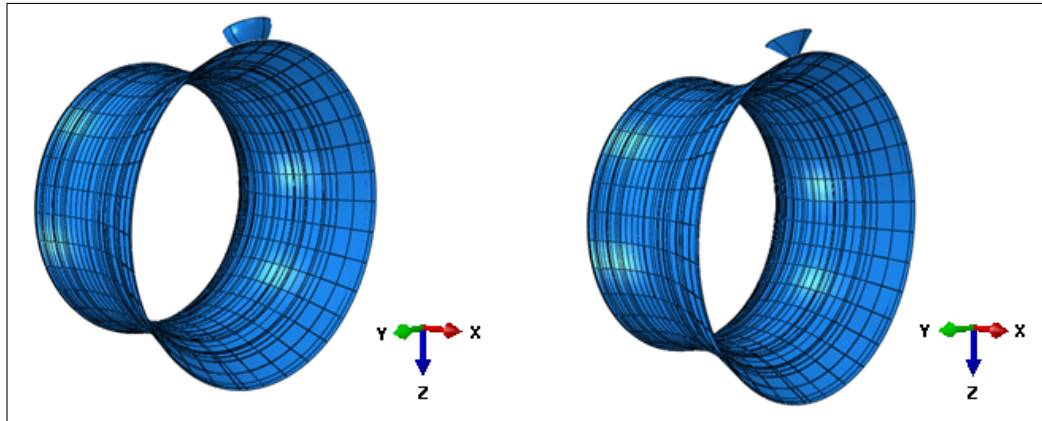


FIGURE V.10 – Visualisation du modèle global .

## V.4.5 Résultats et discussion

### V.4.5.1 Chargements statique

Dans cette partie, nous nous sommes intéressés à l'analyse de la réponse dynamique et de la zone endommagée après impact avec présence des chargements hydrostatiques, hydrodynamiques et gravité . Les chargements hydrodynamiques sont les charges qui résultent de l'écoulement de l'eau autour de la tuyère. Nous avons utilisé la théorie BEM (Blade Element Momentum) pour prédire les performances hydrodynamiques de cette structure. Une sous-routine DLOAD a été utilisée pour implémenter les pressions hydrodynamiques calculées avec la méthode du panneau (panel method) dans le code de calcul Abaqus. La figure ?? présente les résultats d'une hydrolienne en service c'est à dire dans le cas des chargements hydrodynamique, hydrostatique et gravité sans impact. La pression à n'importe quelle profondeur est donnée par la pression hydrostatique qui est calculée en utilisant l'équation suivante :

$$P = \rho gh \quad (V.15)$$

$P$  = Pression dans le fluide ( $N/m^2$ )

$\rho$  = Masse volumique du liquide ( $kg/m^3$ )

$g$  = Gravité ( $9,81 m/s^2$ )

$h$  = Hauteur de la colonne du fluide ou profondeur dans le fluide à laquelle la pression est mesurée (fixée à 20 m)

### V.4.5.2 Comportement global

Parmi les informations intéressantes à relever pour un calcul dynamique, nous nous sommes intéressés au bilan énergétique du système :

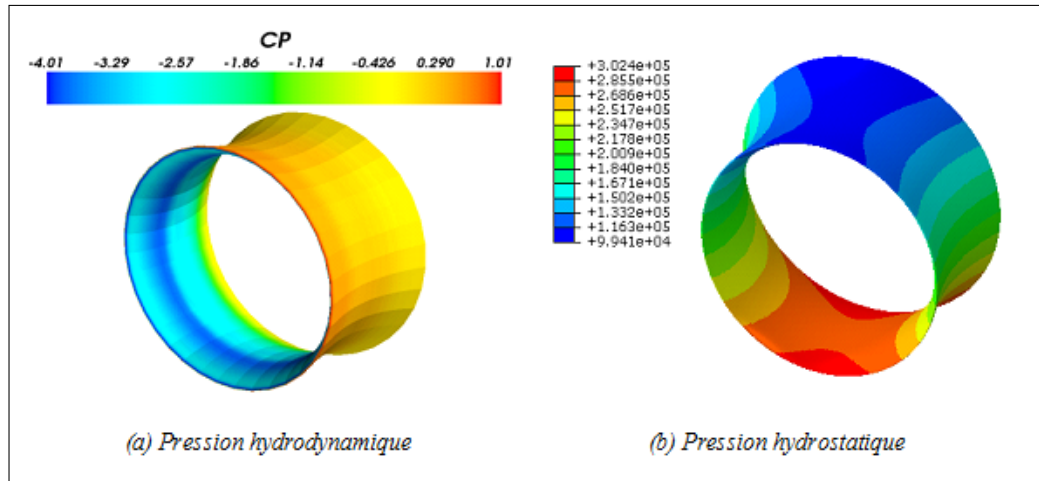


FIGURE V.11 – Pression hydrodynamique et hydrostatique.

- Énergie totale (ETOTAL), énergie cinétique (ALLKE), énergie de déformation (ALLSE), énergie interne (ALLIE), énergie d'endommagement (ALLDMD) et énergie artificielle (ALLAE) en fonction du temps de façon à confirmer la théorie de conservation d'énergie dans le système, figure V.12.
- Puis nous nous intéressons plus particulièrement aux énergies de déformation dans la structure et d'endommagement. L'énergie totale (ETOTAL) est

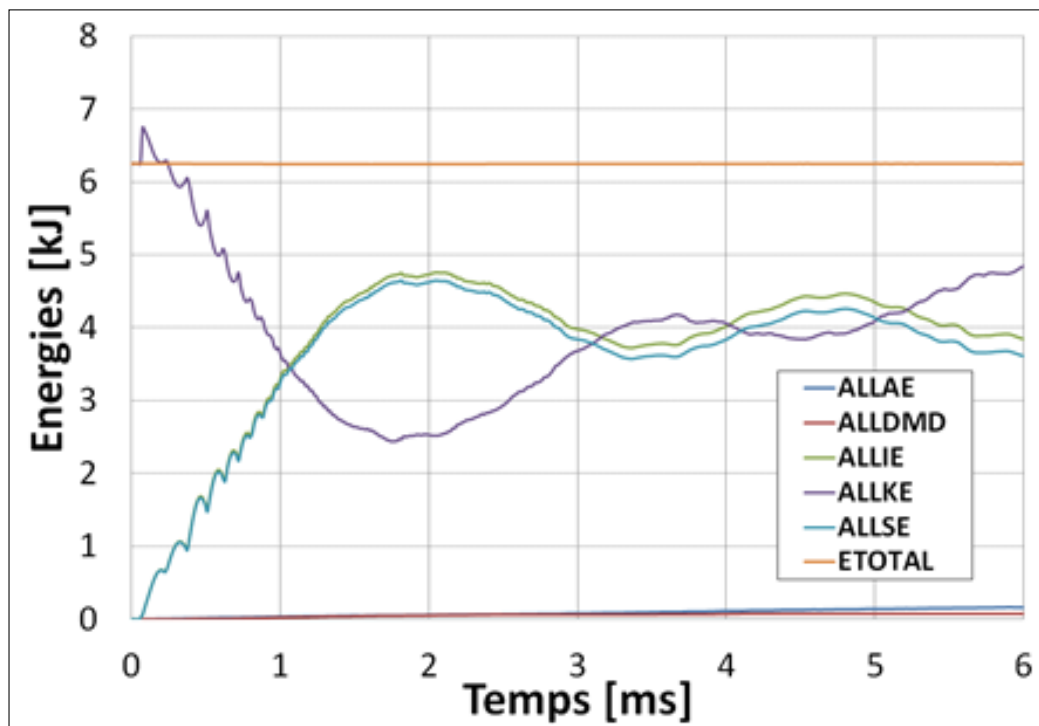


FIGURE V.12 – Bilan énergétique pour un essai d'impact,  $M=20$  kg et  $V=20$  m/s.

quasi-constante tout au long du calcul et correspond à l'énergie d'impact utilisée (4kJ). De plus, quand nous additionnons l'énergie cinétique (ALLKE) et l'énergie interne (ALLIE), nous retrouvons l'énergie totale, tout au long de l'essai : il y a donc conservation d'énergie. Nous constatons aussi que l'énergie de déformation (ALLSE) augmente exactement comme l'énergie interne (ALLIE) jusqu'à 1ms. Or, à partir de ce moment, l'énergie d'endommagement (ALLDMD) apparaît. Nous commençons donc à endommager la structure. Pour confirmer l'hypothèse de conservation d'énergie, nous constatons aussi que l'énergie interne de la structure est la somme de l'énergie de déformation et de l'énergie de dissipation de l'endommagement. Pour s'assurer qu'aucun problème numérique n'ait eu lieu, nous choisissons de vérifier aussi l'évolution de l'énergie artificielle, ou énergie d'Hourglass (ALLAE). Nous constatons qu'elle est négligeable tout au long de l'essai ( $\ll 1\%$ ). La modélisation est alors tout à fait valable et remplit parfaitement le critère de conservation de l'énergie.

Nous étudions ensuite plus particulièrement trois types d'énergie, figures V.13 : l'énergie interne (ALLIE), l'énergie de déformation (ALLSE) et l'énergie d'endommagement (ALLDMD). Nous observons que l'énergie interne et l'énergie de déformation croient de façon similaire jusqu'à environ 1 ms. A partir de ce moment, il y a séparation des deux énergies (léger palier sur la courbe d'énergie de déformation) qui est en relation avec l'apparition de la courbe de l'énergie d'endommagement. Lorsque cette dernière se stabilise, les courbes d'énergie interne et de déformation reprennent une croissance similaire et ce, jusqu'à  $t=1,4\text{ms}$ . Un palier apparaît sur la courbe ALLSE qui accroît la différence avec la courbe d'énergie interne. Ce palier correspond aussi à un accroissement de l'énergie d'endommagement. A chaque augmentation de la différence entre l'énergie interne et l'énergie de déformation, il y a accroissement de l'énergie due à l'endommagement.

#### **V.4.5.3 Endommagement**

Dans cette partie, nous nous concentrons sur l'analyse et la quantification des dommages qui apparaissent lors d'un essai d'impact avec différents scénarios. Le critère de Hashin pour l'endommagement des fibres et de la matrice a été introduit. La figure V.14 montre les courbes force-temps en fonction de la vitesse d'impact pour 2 formes d'impacteur : hémisphérique et conique. Les effets de la géométrie de l'impact et des vitesses d'impact sont perceptibles. La force maximale correspondant à chaque forme est de 450 kN pour un impacteur conique et 350 kN pour un impacteur

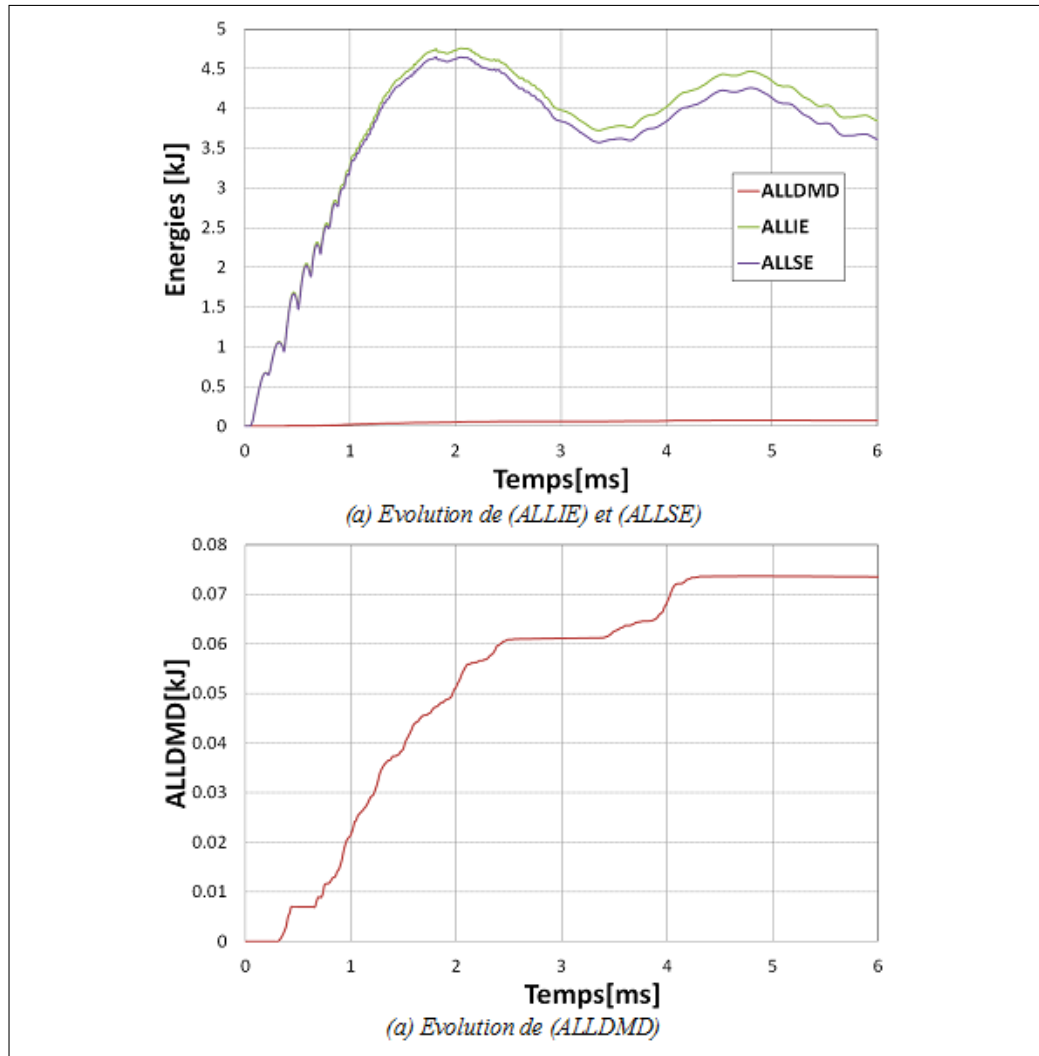


FIGURE V.13 – Évolution des énergies pour un essai d'impact,  $M=20\text{kg}$  et  $V=20\text{m/s}$ .

hémisphérique ( $V=30\text{ m/s}$ ). Au début, la courbe est linéaire, puis elle est devenue non linéaire après la premier pic et qui est due à l'initiation de l'endommagement. D'une part on peut voir que, dans la phase initiale de contact, quelques oscillations sont visibles en raison de la vibration élastique induite par le contact initial entre l'impacteur et la structure. Après cela, des oscillations intenses se produisent près de la valeur de la force maximale qui indique la multiplication des dommages et cela est plus visible lorsque la vitesse d'impact augmente. L'impacteur est freiné par la résistance de la structure jusqu'à une vitesse nulle puis il y a initiation de la phase de rebond et l'effort chute à zéro. D'autre part la force de contact et le déplacement de l'impacteur atteignent des valeurs maximales et évoluent linéairement avec l'énergie d'impact. Le rebond de l'impacteur fait chuter la force jusqu'à la perte de contact. Les courbes montrent un accroissement de l'énergie jusqu'à la valeur de l'énergie

incidente, qui correspond alors au point de déflexion maximale. Il s'en suit un retour élastique qui restitue de l'énergie à l'impacteur pour son rebond.

Pour conclure on peut ajouter que l'épaisseur de la tuyère est un paramètre jouant un rôle important pour l'évolution du déplacement maximal. Le déplacement maximal diminue lorsque l'épaisseur augmente. Ce résultat est logique, car plus la tuyère est épaisse, plus sa rigidité est importante. L'énergie d'impact a une influence sur le déplacement maximal : plus l'énergie est importante, plus le déplacement maximal est grand. Dans le cas de l'impact accidentel sans endommagement, l'historique force-temps a une courbe présentant une symétrie par rapport à la valeur maximale de l'effort. Par conséquent, les parties de chargement et de déchargement sont presque identiques. Dans notre cas, aucune symétrie entre les phases de charge et de décharge n'est observée à cause de l'apparition de l'endommagement. La figure V.15

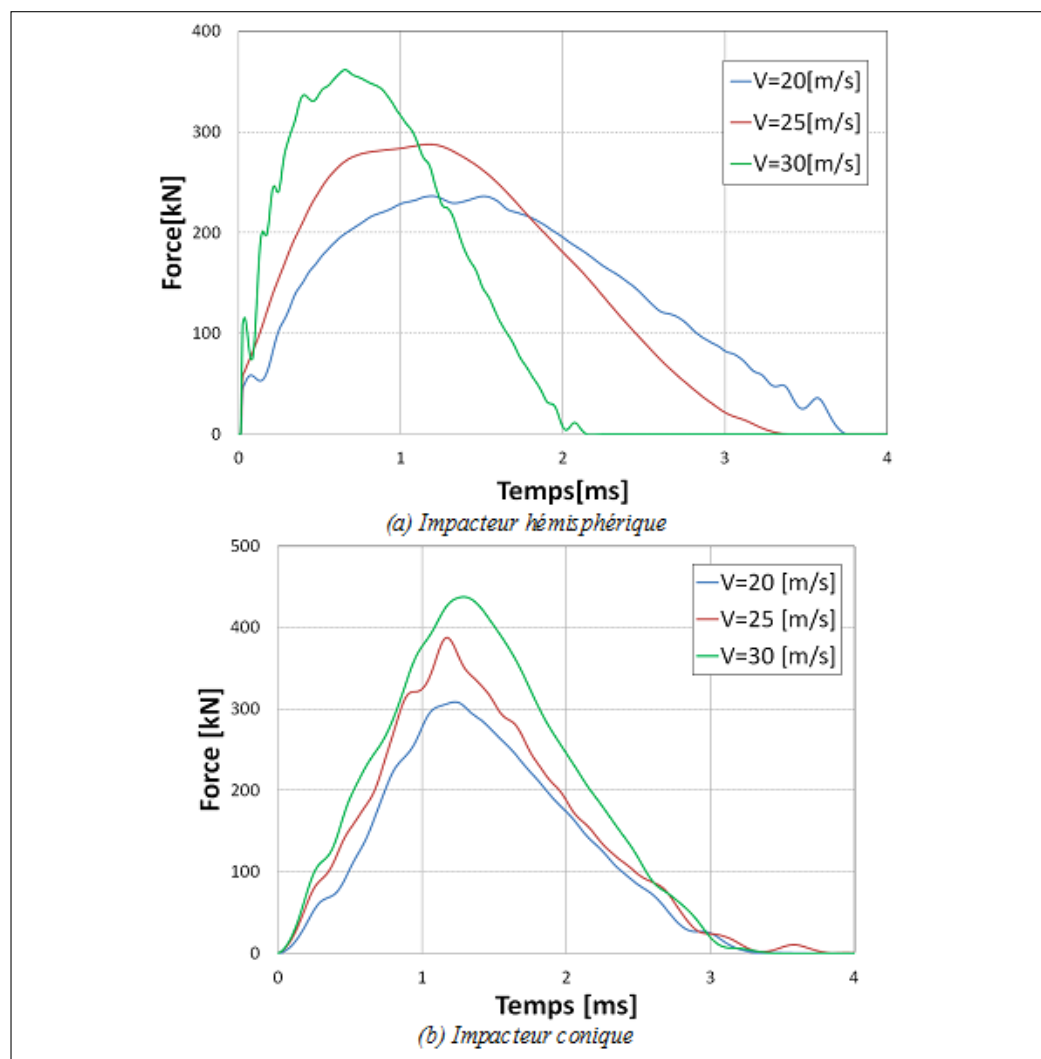


FIGURE V.14 – Variation de la force en fonction du temps,  $M=20\text{kg}$ ,  $V=20\text{m/s}$ .

montre une diminution de la vitesse de l'impacteur avec le temps. L'aspect général de ces courbes est décrit en deux phases. Dans la première phase, on observe une diminution rapide de la vitesse de l'impacteur jusqu'à une vitesse nulle à partir duquel il y a le déclenchement de la phase de retour élastique. L'impacteur est fortement gêné par la tuyère et perd une grande partie de son énergie cinétique qui est convertie en énergie de déformation de la tuyère. Ensuite une deuxième phase de variation de la vitesse de l'impacteur qui est lentement atteinte et qui correspond à la vitesse résiduelle sans perte d'énergie. Pour des énergies d'impact importantes, la vitesse résiduelle se stabilise rapidement. Les figures V.16 et V.17 montrent des clichés de

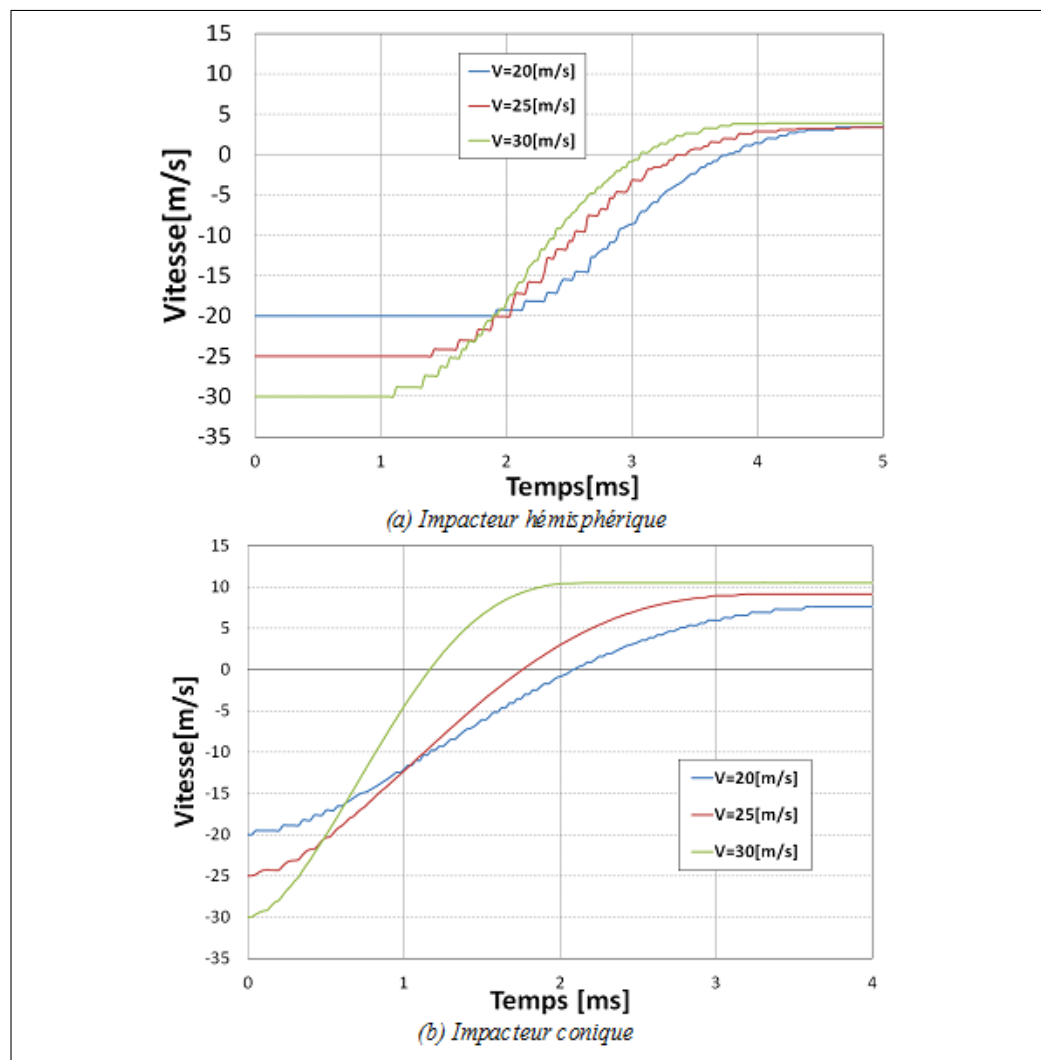


FIGURE V.15 – Variation de la vitesse en fonction du temps,  $M=20\text{kg}$ .

la tuyère endommagée suite à un impact. Comme, il était attendu, il est évident que l'origine des dommages dépend de la forme de l'impacteur. La zone endommagée maximale est obtenue pour la géométrie conique en raison du premier contact

entre l'impacteur et la structure qui est réalisé sur la partie pointue. Une petite zone endommagée est observée dans le cas d'impacteur hémisphérique. L'impact a été effectué sur le bord de fuite parce que c'est la partie la plus sensible. On peut voir qu'il y a apparition du dommage. En effet, le critère de Hashin pour la matrice en tension (HSNMTCRT) est atteint pour les couches supérieures. Par contre, le critère de Hashin pour la matrice en compression (HSNMCCRT), pour la fibre en traction (HSNFTCRT) et pour la fibre en compression (HSNFCCRT) n'est pas vérifié. On constate que l'endommagement de la matrice en tension est le mode de dommage prédominant lors du phénomène d'impact. Nous nous apercevons que c'est le premier mode de ruine qui apparaît lors du premier contact de l'impacteur avec la tuyère. Ceci peut s'expliquer par le fait que les plis constituant la zone de bord de fuite sont les plus sollicités en flexion. La matrice ayant des caractéristiques mécaniques plus faibles se trouve plus sollicitée et, par conséquent, il y a création et propagation de la fissuration matricielle. Les pressions hydrodynamique et hydrostatique auxquelles la tuyère est confrontée contribuent à amplifier les dommages matriciels menant à la rupture. Les dommages matriciels prennent la forme d'un anneau qui évolue avec la profondeur d'immersion (axe de pression hydrostatique) et se propage dans le sens du courant marin (axe de pression hydrodynamique). Pour augmenter la résistance à la flexion sans ajouter un poids significatif, une structure sandwich est utilisée pour la majeure partie de la surface du profil et les propriétés du matériau sont présentées dans le tableau V.6. Notre conception structurelle consiste à diminuer la déflexion au niveau du bord de fuite de la tuyère en essayant plusieurs configurations de longerons. Plusieurs configurations de longerons ont été testées pour la tuyère et

<b>Propriétés</b>	<b>Valeurs</b>
$\rho(\text{kg/m}^3)$	151
$E_1(\text{MPa})$	3518
$E_2 = E_3(\text{MPa})$	50
$\text{Nu}_{12}$	0,5
$\text{Nu}_{13} = \text{Nu}_{23}$	0,02
$G_{12}(\text{MPa})$	157
$G_{13}(\text{MPa})$	157
$G_{23}(\text{MPa})$	157

TABLE V.6 – Propriétés du matériau (Balsa AL600/10 CK-100).

se composent d'une ou plusieurs nervures. Il existe différentes façons de concevoir l'âme du longeron, soit en tant que poutrelle reliée par une ou deux bandes de cisaillement (Shear webs), soit en tant que structure de poutre en caisson complet,



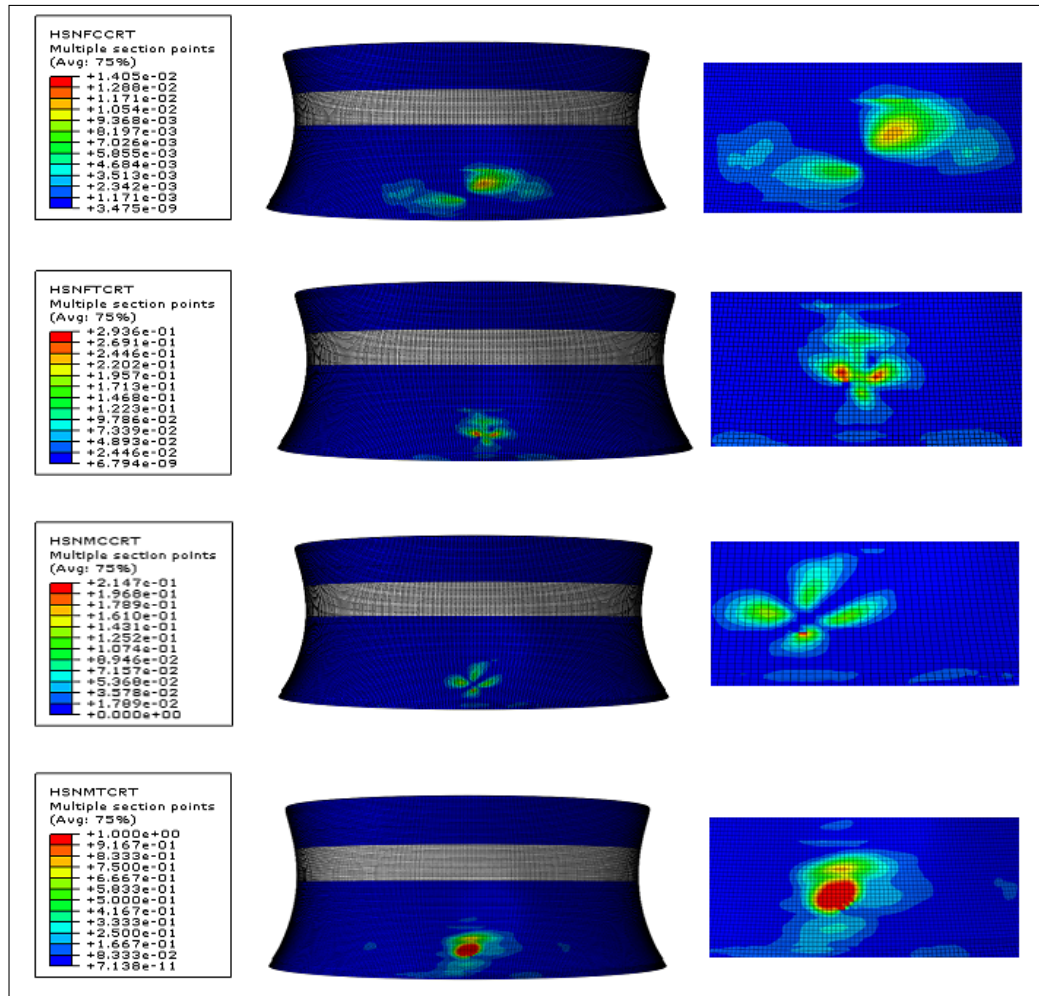


FIGURE V.16 – Endommagement de la tuyère pour un impacteur conique,  $M=20\text{kg}$ ,  $V=20\text{ m/s}$ .

qui est la meilleure configuration de longeron par rapport aux autres configurations selon nos simulations numériques, figure V.18. L'intégrité structurale de la tuyère dépend du choix des matériaux et du plan de stratification pour donner une bonne résistance aux chargements appliqué et à l'environnement marin agressif. La figure V.19 donne la réponse de la structure initiale (sans longerons) et renforcée (avec longerons) sous les chargements hydrostatique, gravité et hydrodynamique. On peut conclure que le renforcement du bord de fuite peut être bénéfique pour la tuyère. En effet, on peut observer que la présence des longerons a empêché l'apparition des dommages.

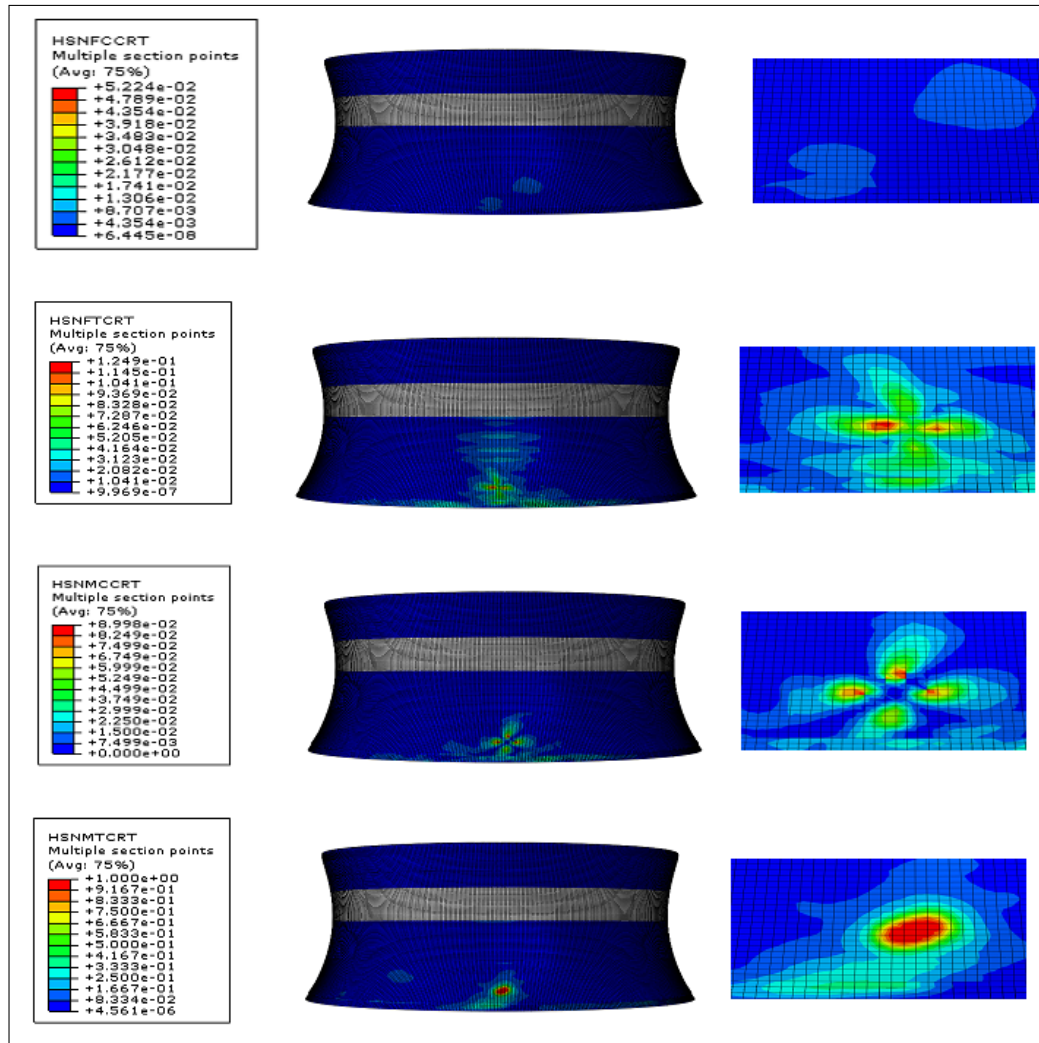


FIGURE V.17 – Endommagement de la tuyère pour un impacteur hémisphérique,  $M=20$  kg,  $V=20$  m/s.

## V.5 Modélisation solide (Article 2)

Ces dernières années, plusieurs travaux ont été réalisés pour contrôler et appréhender le comportement des hydroliennes à base des matériaux composites. Par exemple, Ullah et ses collaborateurs [30-32] se sont concentrés sur l'analyse des dommages induits par l'impact dans les pales composites. Les matériaux sont constitués de composites polymères renforcés de fibres de verre, le suivi du comportement mécanique et de la cinétique de l'endommagement sous l'action d'un chargement dynamique a été réalisé en développant un modèle tridimensionnel avec le logiciel Abaque/Explicit. Des critères fondés sur les contraintes et des techniques de mécanique de la rupture ont été utilisés pour évaluer l'origine des dommages et leur progression. Fagan et al. [33] ont étudié la méthodologie de conception fondée sur la

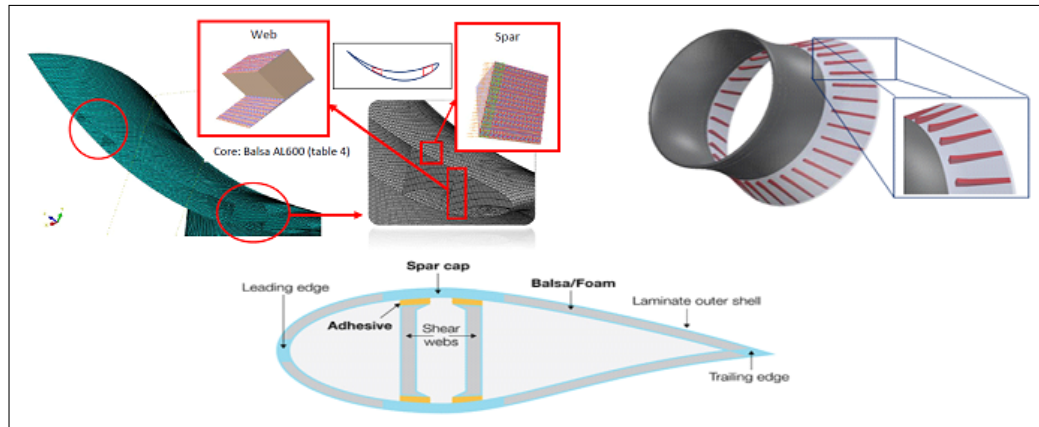


FIGURE V.18 – Vue schématique de la configuration avec des nervures au bord de fuite.

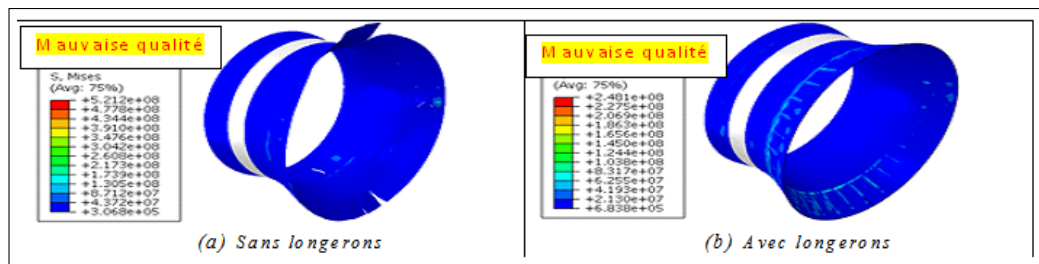


FIGURE V.19 – Endommagement de la tuyère,  $M=20\text{kg}$ ,  $V=20\text{ m/s}$ .

mécanique de l'endommagement pour dimensionner les pales composites des hydroliennes. Le modèle numérique est basé sur les critères de l'endommagement phénoménologique de Puck sous la forme d'une sous-routine définie par l'utilisateur pour les éléments coque 3D. D'autre part, en raison de la complexité de la morphologie de la matrice ; certaines études ont intégrées plusieurs critères d'endommagement. Ces critères ont été adaptés et utilisés pour prédire les dommages dans les composites stratifiés, voir Tarfaoui et al. [34], et Tarfaoui et al. [35]. Kennedy et al. [36] ont présentés un travail qui donne une méthodologie pour la conception par fatigue et le contrôle des dommages des hydroliennes constituées de composites polymères renforcés de fibres de verre. Cette section vise à étudier le comportement dynamique des hydroliennes en polymère renforcé de fibres de verre (GFRP). Un modèle EF tridimensionnel (3D) avec prise en compte de l'endommagement via l'implémentation (VUMAT) a été développé dans Abaqus/Explicit pour modéliser le comportement endommageable d'une hydrolienne. La compréhension des phénomènes de dégradation et le développement d'outils prédictifs font partie d'un effort continu pour améliorer l'intégrité à long terme des matériaux et structures composites pour les

applications marines.

### **V.5.1 Analyse de la réponse dynamique**

La modélisation numérique joue un rôle très important dans l'analyse du comportement des structures soumises à des chargements rapides. Cette analyse, basée sur la résolution de l'équation d'équilibre dynamique et de l'équation de conservation d'énergie avec les conditions limites imposées à la structure, nécessite d'alimenter le modèle avec des données adéquates. A ce niveau, pour introduire des lois de comportement spécifiques des matériaux composites, le code Abaqus offre à l'utilisateur la possibilité d'implémenter des modèles constitutifs à travers le développement de sous-routine VUMAT (critère de Hashin 3D) [22]. Dans cette partie, nous discutons du modèle de dommages progressifs adopté dans les simulations du comportement endommageable des matériaux concernés. L'endommagement des composites se décline en deux phases : l'initiation et la propagation du dommage. Ici, il faut préciser que cette VUMAT est utilisée pour décrire l'endommagement intralaminaires. En effet, dans de nombreuses enquêtes sur l'endommagement, seul le mécanisme de l'endommagement intralaminaires est modélisé et le mécanisme de l'endommagement interlaminaires est ignoré ou vice-versa sans justification adéquate. Dans ce but, une sous-routine VUMAT a été compilée en code FORTRAN et implémentée dans le logiciel Abaqus explicite pour caractériser les dommages intralaminaires. Pour simuler l'évolution des dommages, la modélisation doit prendre en compte les différentes formes de dommages survenant lors d'un essai d'impact. Dans ce modèle, l'impacteur est modélisé en tant que corps rigide et la tuyère est maillée à l'aide d'éléments linéaires hexaédrique à 8 nœuds avec une intégration réduite et un contrôle d'Hourglass (C3D8R). Le calcul des déformations inclut la non-linéarité géométrique en raison des problèmes de contact qui peuvent créer de grandes rotations des éléments. La méthode d'intégration utilisée est la méthode de SIMPSON. Les éléments sélectionnés sont interpolés linéairement. Ils donnent un meilleur rendu pour la modélisation des problèmes de contact et de l'impact. L'impacteur est maillé avec des éléments rigides (R3D4) disponibles dans la bibliothèque Abaqus. L'utilisation d'éléments rigides permet de réduire le temps de calcul. Un maillage fin raisonnable est nécessaire pour atteindre la convergence, figure V.20. L'interaction entre les objets est simulée par l'algorithme de contact général d'ABAQUS avec la méthode de contrainte cinématique pour le comportement normal et la friction de Coulomb pour le comportement tangentiel.

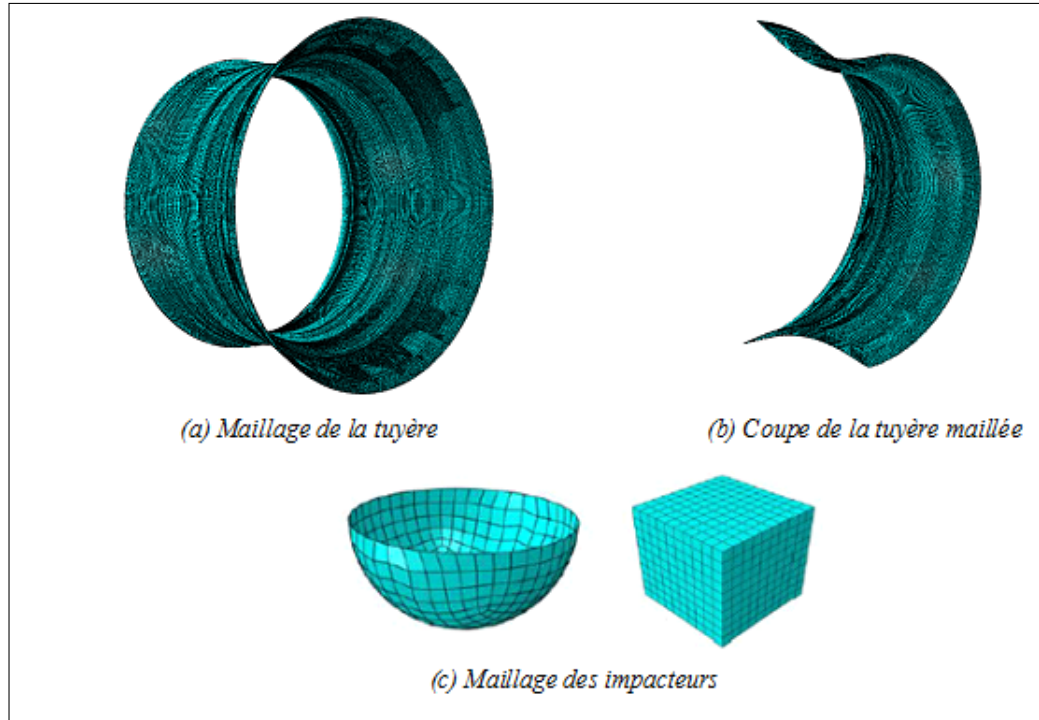


FIGURE V.20 – Modèle numérique.

### V.5.2 Développement d'une VUMAT

La sous-routine VUMAT a été développée pour l'implémentation dans le modèle numérique avec le schéma explicite. L'initiation de l'endommagement se produit lorsque la contrainte appliquée au composite stratifié atteint la résistance ultime du pli. Pour ce faire, une sous-routine (VUMAT) a été utilisée pour caractériser les dommages intralaminaires sur la base des critères de Hashin [22,23] sous la forme tridimensionnelle pour les fibres et des critères de Puck [26] pour la matrice. Où  $d$  représente le paramètre qui définit l'endommagement, les indices t et c représentent la tension et la compression, les indices f et m représentent respectivement la fibre et la matrice,  $X$ ,  $Y$  et  $S$  représentent respectivement la résistance longitudinale, transversale et de cisaillement,  $\sigma_{ii}$ ,  $\sigma_{ij}$  représentent la résistance dans la longitudinale, transversale et au cisaillement. Le critère de Hashin 3D ça s'écrit sous cette forme :

- **Fibre en tension** ( $\sigma_{11} \geq 0$ )

$$d_{ft} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{13}}{S_{13}} \right)^2 \quad (\text{V.16})$$

- **Fibre en compression** ( $\sigma_{11} < 0$ )

$$d_{fc} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \quad (\text{V.17})$$

- **Matrice en tension** ( $\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$ )

$$d_{mt} = \left( \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{y_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{S_{23}} \right)^2 \quad (\text{V.18})$$

- **Matrice en compression** ( $\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$ )

$$d_{mc} = \left( \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{y_c} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{S_{23}} \right)^2 \quad (\text{V.19})$$

Et le Critère de Hashin/Puck :

- **Fibre en tension** ( $\sigma_{11} \geq 0$ )

$$d_{ft} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{13}}{S_{13}} \right)^2 \quad (\text{V.20})$$

- **Fibre en compression** ( $\sigma_{11} < 0$ )

$$d_{fc} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \quad (\text{V.21})$$

- **Matrice en tension** ( $\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$ )

$$d_{mt} = \left( \frac{\sigma_{11}}{2X_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t Y_c} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + (\sigma_{22} + \sigma_{33}) \left( \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \right) \quad (\text{V.22})$$

- **Matrice en compression** ( $\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$ )

$$d_{mc} = \left( \frac{\sigma_{11}}{2X_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t Y_c} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 + (\sigma_{22} + \sigma_{33}) \left( \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \right) \quad (\text{V.23})$$

Dans le cas d'un matériau orthotrope et sans tenir compte des dommages, la loi de comportement d'un stratifié unidirectionnel est décrite par sa matrice de rigidité

comme :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{23} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{31} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \end{pmatrix} \quad (\text{V.24})$$

La matrice est caractérisée par neuf termes indépendants :

$$C_{11} = E_{11} (1 - v_{23}v_{32}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.25})$$

$$C_{22} = E_{22} (1 - v_{13}v_{31}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.26})$$

$$C_{33} = E_{33} (1 - v_{12}v_{21}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.27})$$

$$C_{12} = E_{11} (v_{21} - v_{31}v_{23}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.28})$$

$$C_{23} = E_{22} (v_{32} - v_{12}v_{31}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.29})$$

$$C_{31} = E_{33} (v_{31} - v_{12}v_{31}) \times \left( \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{31}v_{13} - 2v_{21}v_{32}v_{13}} \right) \quad (\text{V.30})$$

Le modèle de rupture des fibres et de la matrice est basé sur le critère quadratique de Hashin, applicable aux composites unidirectionnels à fibres longues. Comme indiqué précédemment, le critère de Hashin bidimensionnel est étendu au cas tridimensionnel.

$$d_f = 1 - (1 - d_{ft}) \times (1 - d_{fc}) \quad (\text{V.31})$$

$$d_m = 1 - (1 - d_{mt}) \times (1 - d_{mc}) \quad (\text{V.32})$$

Avec  $d_{ft}$ ,  $d_{fc}$ ,  $d_{mt}$  et  $d_{mc}$  les quatre variables de dommage utilisées pour définir les variables globales de dommage ( $d_f$  et  $d_m$ , pour la fibre et la matrice, respectivement). Les termes de la matrice de rigidité avec prise en compte des dommages, dénommée  $dC_{ij}$ , sont définis en fusionnant les constantes élastiques de la matrice

avec les variables des dommages. Ainsi, on obtient les contraintes effectives :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} dC_{11} & dC_{12} & dC_{13} & 0 & 0 & 0 \\ dC_{12} & dC_{22} & dC_{23} & 0 & 0 & 0 \\ dC_{13} & dC_{23} & dC_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & dG_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & dG_{23} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & dG_{31} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \end{pmatrix} \quad (V.33)$$

Pour plus d'illustration, l'algorithme du modèle proposé est illustré à la figure V.21.

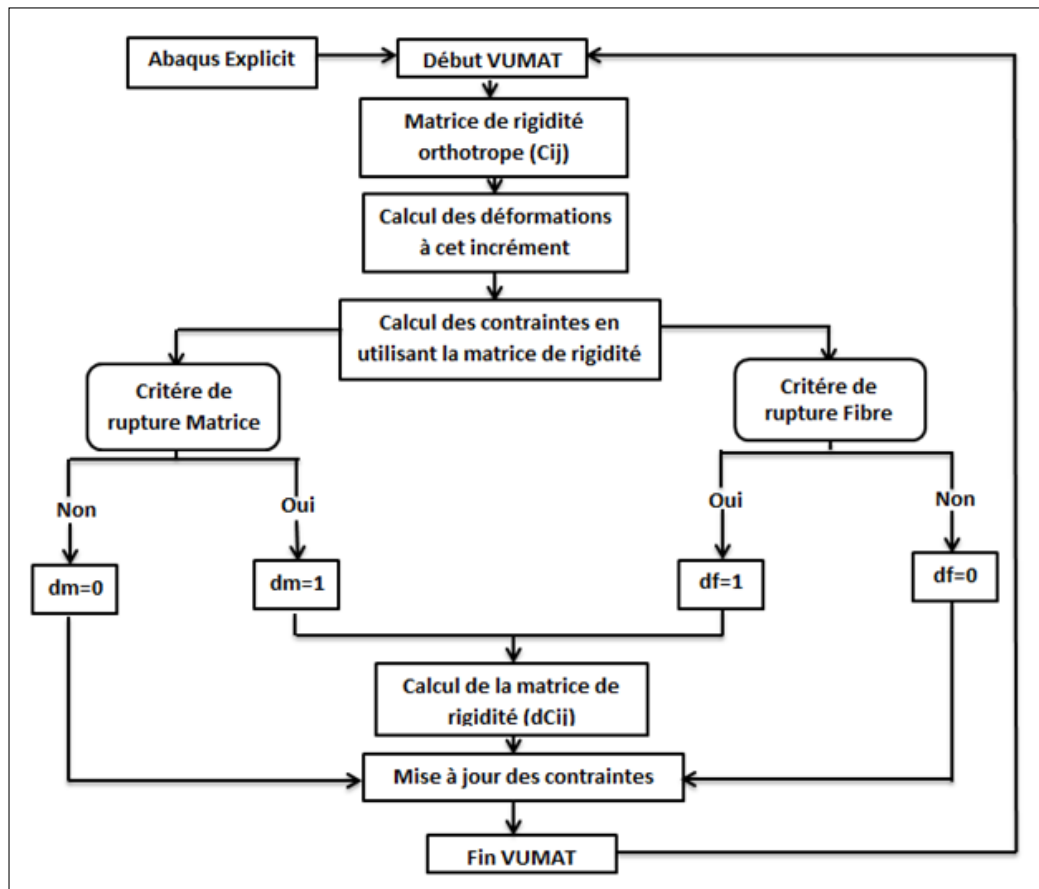


FIGURE V.21 – Algorithme de la VUMAT.



### **V.5.3 Validation de la VUMAT pour les structures tubulaires**

Nous avons choisi de présenter ici, dans cette section, une structure tubulaire semblable à une tuyère afin de valider la VUMAT pour les faibles vitesses d'impact. Cette validation nous permettra de travailler sur la géométrie de la tuyère avec un degré de sécurité et de confiance du modèle numérique développé sans recourir à des tests très coûteux. Le premier aspect de la confrontation du modèle numérique avec les résultats expérimentaux consiste à confronter les réponses globales en termes de force de contact et de déplacement de l'impacteur afin d'estimer les capacités du modèle du comportement du pli, en absence du modèle de zones cohésives, pour prévoir les dommages suite à un impact. En effet, si le modèle numérique réussit à retranscrire les dommages observés lors de l'étude expérimentale réalisée par Gning et al. [37] et Tarfaoui et al. [38,39], cela permettra une estimation correcte des dommages.

#### **V.5.3.1 Description de la procédure expérimentale**

Le problème considéré est celui de l'impact sur une structure cylindrique de 50 mm de diamètre interne, 110 mm de long et 6 mm d'épaisseur, avec un impacteur d'une masse de 1,6 kg. Des essais d'impact ont été effectués avec le dispositif d'un puits de chute. L'ensemble se compose d'une tour à partir de laquelle un projectile, avec un nez hémisphérique, est largué. Le projectile, d'un diamètre de 50 mm, a une densité de  $7800 \text{ kg/m}^3$ , un module d'élasticité de 210 MPa et un coefficient de Poisson de 0,3. Le projectile est équipé d'un accéléromètre piézoélectrique (ENDEVCO 2255B-1) logé à l'intérieur de l'extrémité hémisphérique, à environ 10 mm du point de contact avec la cible. L'impact ayant une incidence normale, se produit à mi-longueur du cylindre qui repose sur un berceau de 104 mm de diamètre. Le berceau est maintenu rigide sur un bâti. Le matériau utilisé pour le cylindre est un composite verre/époxy. Ce dernier est constitué de 20 plis alternativement orientés à  $[\pm 55]_{10}$ . Les vitesses d'impact considérées dans cette étude sont : 2.55 m/s, 3.55 m/s. Une photographie de l'ensemble est illustrée à la figure V.22.

#### **V.5.3.2 Validation du Modèle numérique**

Nous nous sommes intéressés dans cette partie à la validation du modèle développé avec la sous-routine (VUMAT) et les lois de comportement du pli implémentées pour différentes vitesses d'impact. Les résultats numériques sont confrontés avec les données expérimentales disponibles : 2 énergies d'impact ont été considérées : 5,202

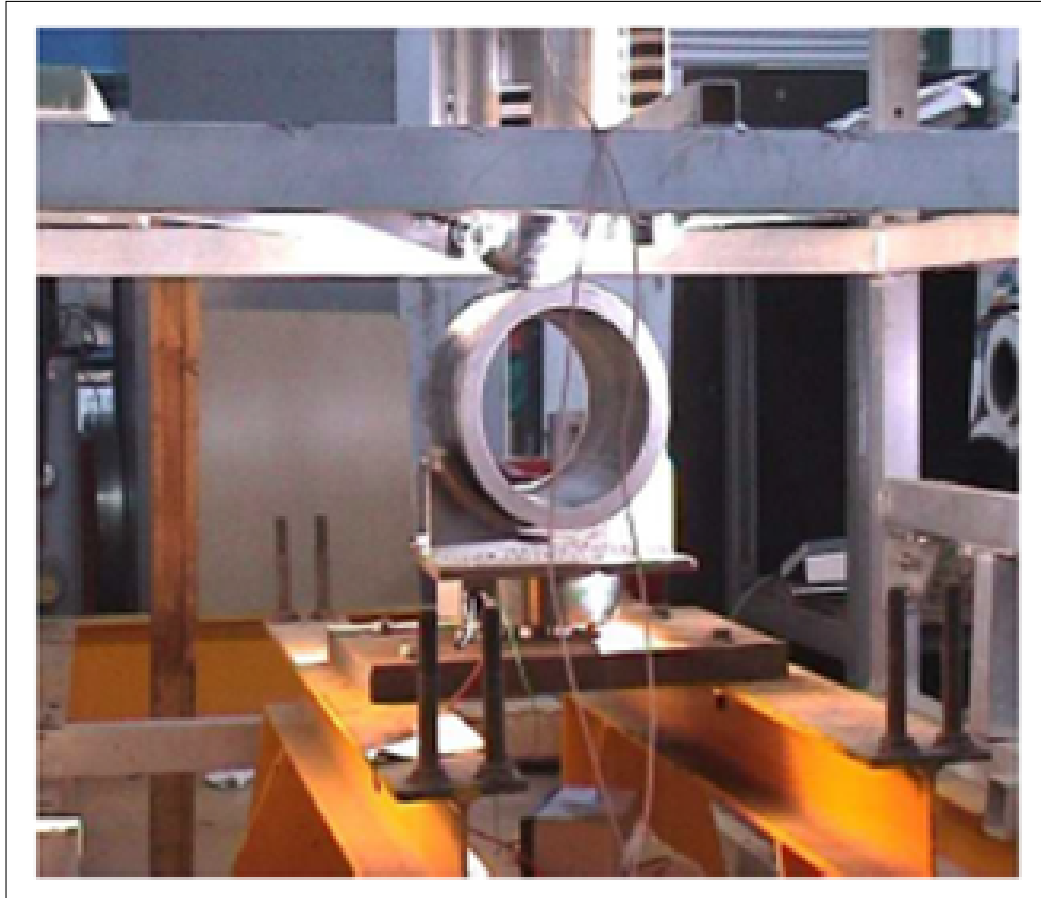


FIGURE V.22 – Photographie du montage du dispositif d'impact, Tarfaoui et al. [38,39] .

Joules ( $V=2,55$  m/s), 10,082 Joules ( $V=3,55$  m/s). La comparaison des résultats est donnée dans les figures V.23 et V.24. Les réponses dynamiques ont une évolution temporelle similaire dans la partie élastique à celle des valeurs expérimentales mais surestiment la valeur des déplacements. En général, le modèle d'impact présente un ajustement raisonnable avec les mesures expérimentales. La différence entre les résultats expérimentaux et le modèle numérique s'explique par le fait que les tubes impactés présentent des dommages intralaminaires et des zones délaminées qui ne sont pas pris en compte dans notre modèle.

## **V.6 Résultats et discussion**

### **V.6.1 Conservation d'énergie**

L'examen de la variation de l'énergie permet de s'assurer de la théorie de la conservation de l'énergie de notre modèle. La figure V.25 montre la variation des

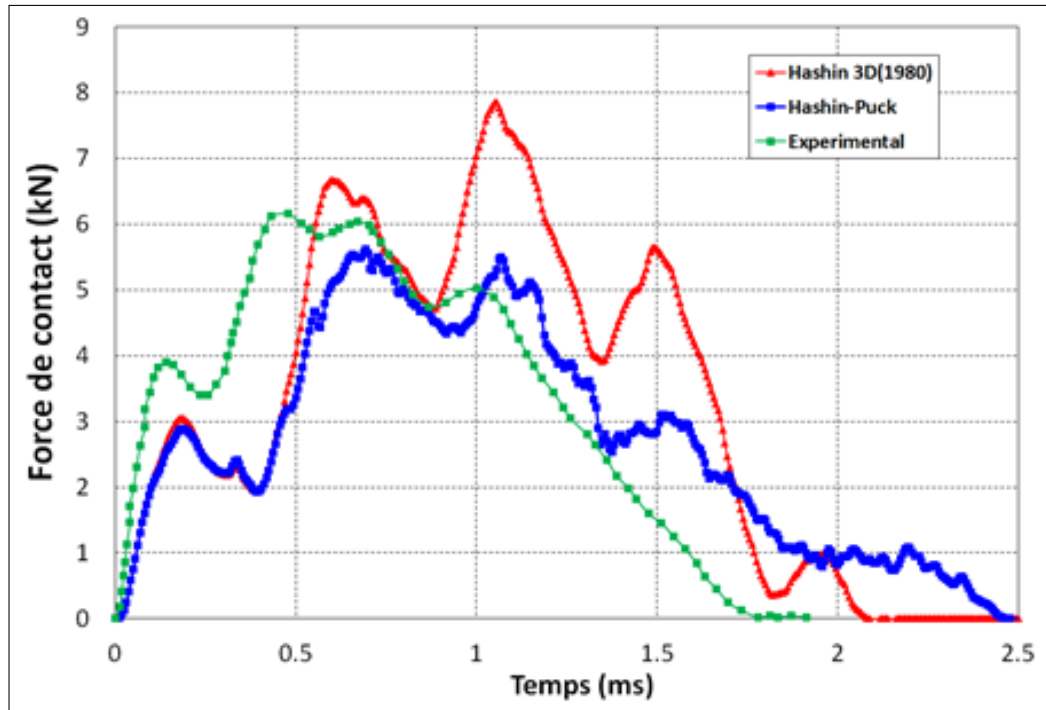


FIGURE V.23 – Confrontation test/ FEA,  $V=2.55$  m/s.

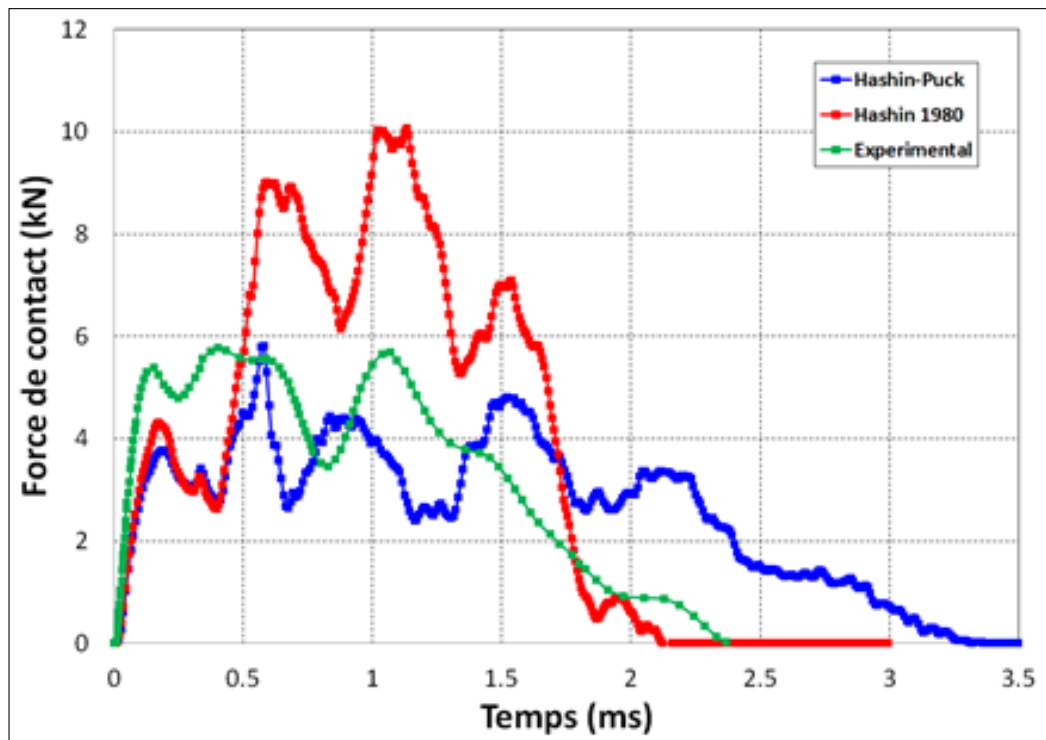


FIGURE V.24 – Confrontation test / FEA,  $V=3.55$ m/s.

énergies pour une vitesse d'impact de 3 m/s. Nous percevons que l'énergie totale (ETOTAL) est constante tout au long du calcul et correspond à l'énergie d'impact d'entrée. De plus, la somme de l'énergie cinétique (ALLKE) et de l'énergie interne (ALLIE) correspond à l'énergie totale. Par conséquent, la conservation de l'énergie lors de l'essai d'impact est vérifiée. D'autre part, afin de valider l'hypothèse de la conservation de l'énergie, nous remarquons que l'énergie interne de la structure est la somme de l'énergie de déformation et l'énergie de dissipation. Après avoir

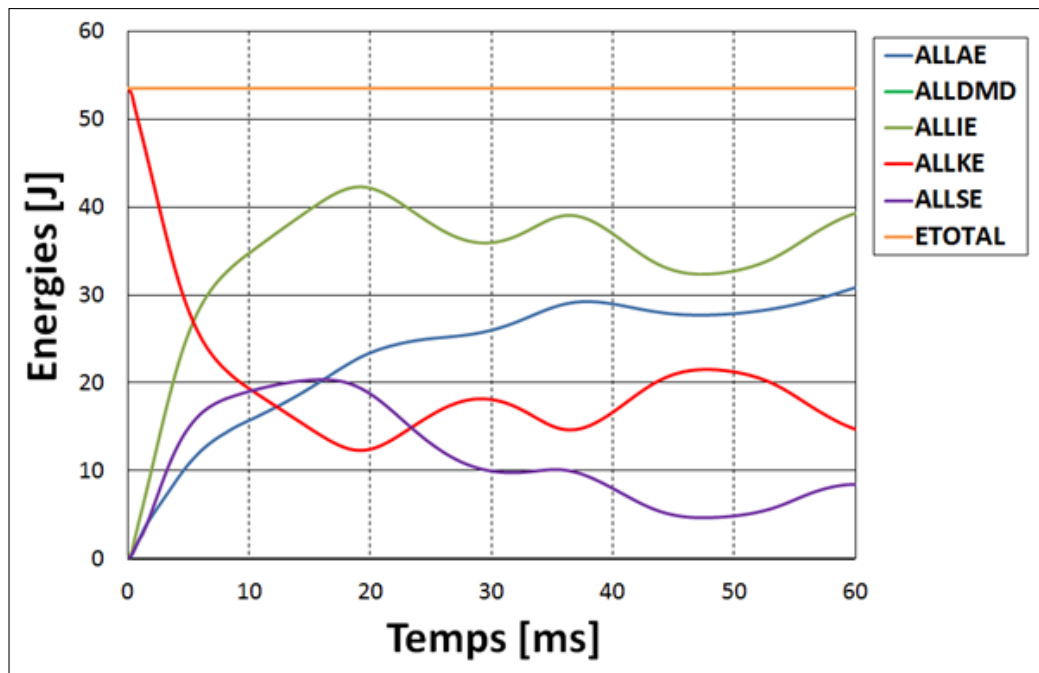


FIGURE V.25 – Evolution des énergies lors d'un impact,  $M=12\text{kg}$ ,  $V=3\text{ m/s}$ .

procéder à la validation du modèle numérique en tenant compte de la présence de l'endommagement (VUMAT), nous allons évaluer dans la section suivante le comportement dynamique de la tuyère d'hydrolienne.

## V.6.2 Comportement dynamique de la tuyère

### V.6.2.1 Effet de la vitesse et de la géométrie de l'impacteur

Les résultats des simulations numériques de la tuyère en service (sous l'effet de la gravité, des chargements hydrostatiques, hydrodynamiques) soumise à un impact sont présentés dans cette section. Les réponses force-temps et déplacement-temps calculées à l'aide du modèle numérique sont présentées à la figure V.26 pour différentes vitesses d'impact. Au début, la courbe est linéaire, puis elle devient non linéaire après le pic de force en raison de l'apparition des dommages dans la structure. Les

effets de la géométrie de l'impacteur et de la vitesse d'impact sont perceptibles. La force maximale dépend de la géométrie de l'impacteur et qui est de 835 kN pour l'impacteur hémisphérique et de 770 kN pour l'impacteur plat. Ainsi, la force maximale tend à augmenter lorsque la vitesse augmente. Il est clair aussi que l'évolution de la force après le premier pic change avec le changement de la vitesse d'impact. Ces différences s'expliquent par le fait que la cinétique des dommages dépend de la vitesse d'impact et de la géométrie de l'impacteur. Différentes configurations ont

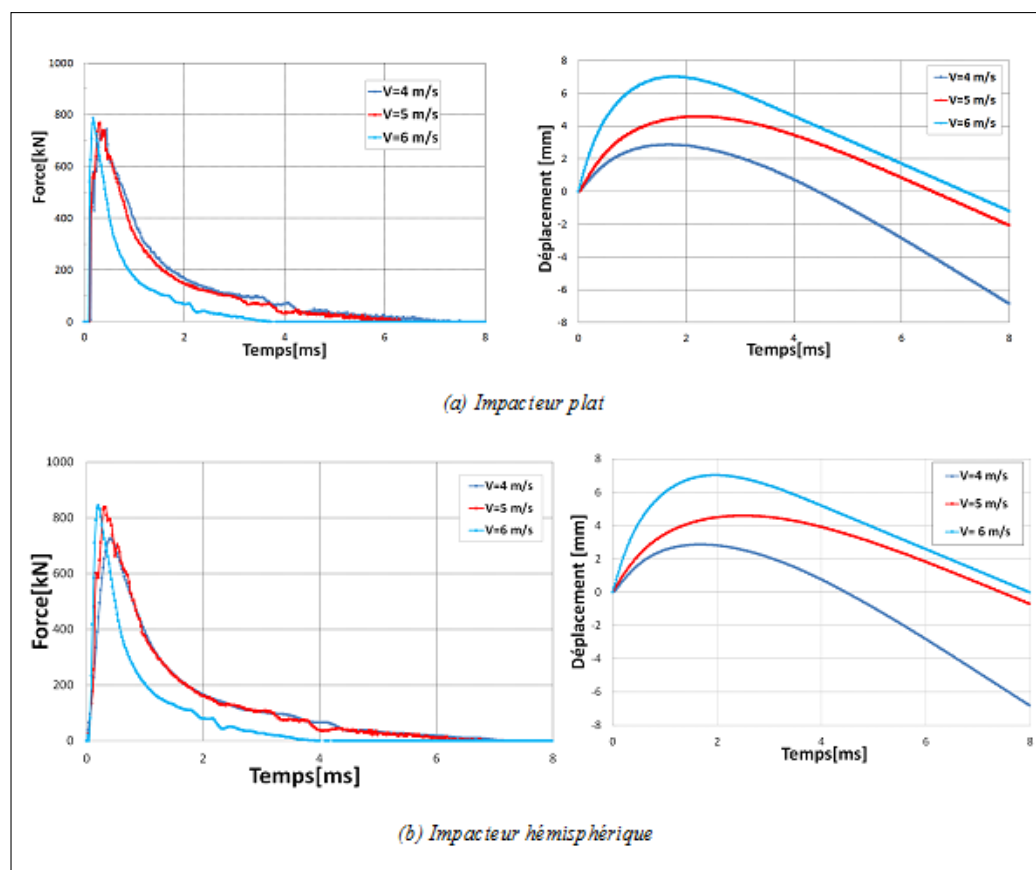


FIGURE V.26 – Comportement dynamique de la tuyère sous l'impact,  $M=20$  Kg .

été évaluées pour différentes vitesses avec une masse de l'impacteur de 20 kg. Les figures V.27 et V.28 montrent l'évolution des zones endommagées dans la tuyère pour différentes vitesses d'impact avec une masse de 20 kg. Les dommages sont étendus vers le bord d'attaque des structures.

### V.6.2.2 Effet de l'énergie d'impact

La courbe de force en fonction du temps pour les différentes énergies d'impact sont indiquées sur la figure V.29. Comme prévu, la force d'impact augmente avec

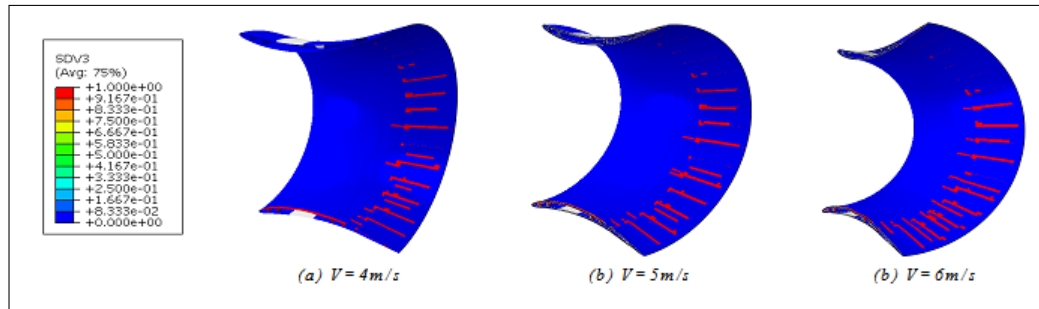


FIGURE V.27 – Endommagement de la matrice en tension (SDV3), impacteur plat .

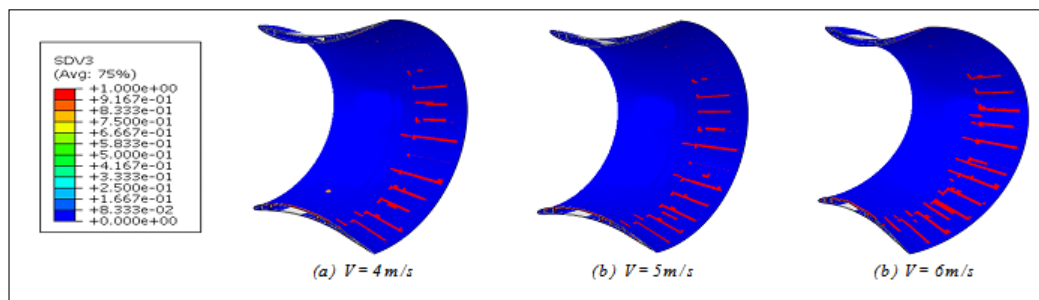


FIGURE V.28 – Endommagement de la matrice en tension (SDV3), Impacteur hémisphérique.

l'augmentation de l'énergie d'impact produisant plus de dommages avec une variation conséquente des courbes de déplacement (non rapporté ici). Les parties de montée en charge sont presque identiques, mais les parties décharges sont différentes en raison des différents mécanismes d'endommagement.

### V.6.2.3 Effet du choix des matériaux

L'industrie de la construction navale est dominée par les matériaux renforcés par des fibres de verre en raison de leurs performances mécaniques et de leur coût raisonnable [40]. Cependant, les fibres de carbone sont plus robustes et plus légères et leur résistance à la fatigue est beaucoup plus élevée, mais il existe très peu de données pour décrire leur réponse, ce qui entraîne de nombreux coûts supplémentaires dans la fabrication [41]. Dans cette section, nous utiliserons ces deux matériaux composites pour réaliser une étude comparative afin d'identifier lequel des deux matériaux répond à nos attentes et à nos exigences industrielles. La conception structurelle exige une grande résistance, une grande rigidité et une faible densité [42]. Les propriétés mécaniques des composites verre-polyester et carbone-époxy sont données dans les tableaux V.7 et V.8. L'impacteur a une forme hémisphérique avec 12 kg de masse et 3 m/s de vitesse.

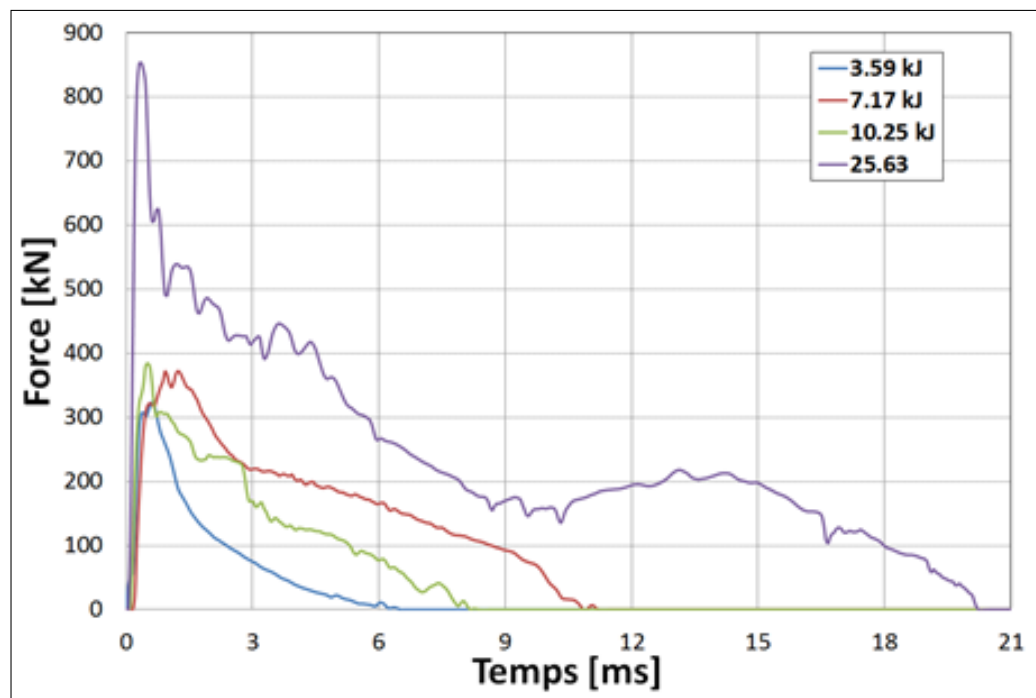


FIGURE V.29 – Variation de la force en fonction du temps.

Propriétés	Valeurs
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1960
$E_1$ (MPa)	48160
$E_2$ (MPa) = $E_3$ (MPa)	11210
$Nu_{12}$	0,27
$Nu_{13} = Nu_{23}$	0,096
$G_{12}$ (MPa) = $G_{13}$ (MPa)	4420
$G_{23}$ (MPa)	9000
$X_t$ (GPa)	10,213
$X_c$ (GPa)	0,978
$Y_t$ (MPa)	29,5
$Y_c$ (MPa)	171,8
$S_L$ (MPa) = $S_T$ (MPa)	35, 3

TABLE V.7 – Verre/polyester.

La figure V.30 présente les résultats de la simulation numérique pour les deux matériaux avec une vitesse d'impact de 3 m/s en présence des chargements hydrodynamiques, gravité et hydrostatiques. La durabilité du carbone/époxy est perceptible comparée à celle du verre/polyester. La force maximale est de 800 kN pour le carbone/époxy et 760 kN pour le verre/polyester. L'évolution de la courbe d'effort donne des indications sur la présence de l'endommagement.

Propriétés	Valeurs
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1600
$E_1$ (MPa)	227
$E_2$ (MPa) = $E_3$ (MPa)	15,5
$\text{Nu}_{12}$	0,41
$\text{Nu}_{13} = \text{Nu}_{23}$	0,35
$G_{12}$ (MPa) = $G_{13}$ (MPa)	23,2
$G_{23}$ (MPa)	5,4
$X_t$ (GPa)	1,5
$X_c$ (GPa)	1,5
$Y_t$ (MPa)	40
$Y_c$ (MPa)	246
$S_L$ (MPa) = $S_T$ (MPa)	105

TABLE V.8 – Carbon/époxy.

Lors de l'impact, le déplacement de l'impacteur et la force de contact sont mesurés. Il est conclu que la capacité d'absorption d'énergie du carbone/époxy est supérieure à celle du verre/polyester. Une étude numérique des performances de la tuyère sous

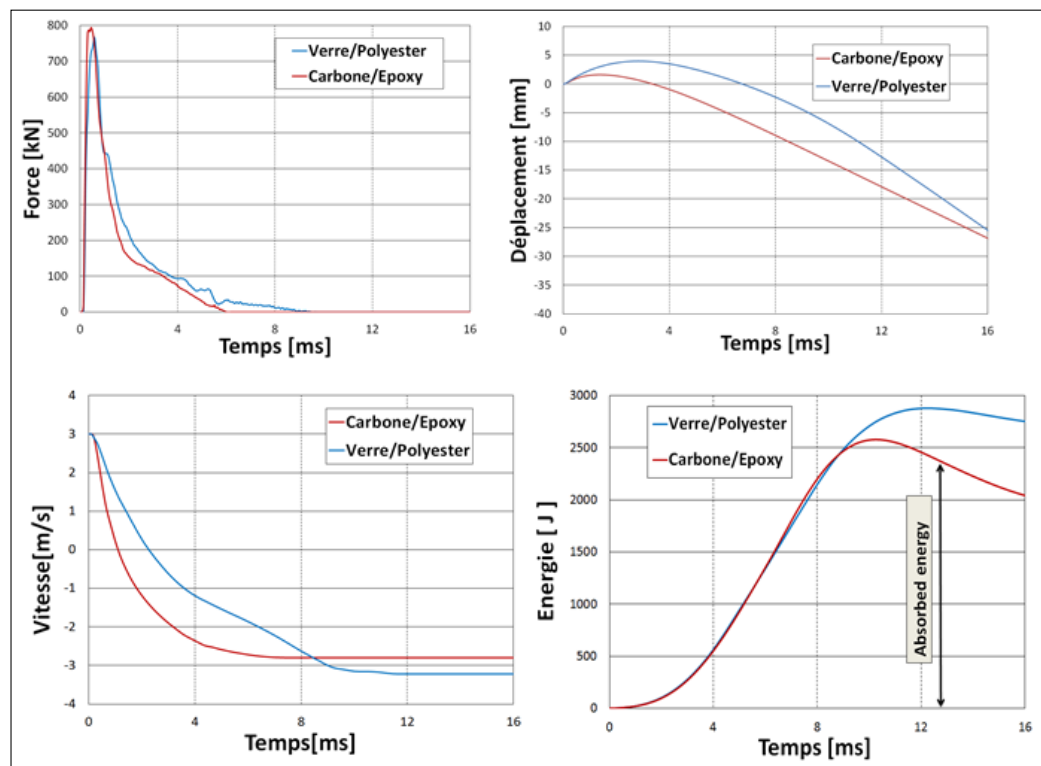


FIGURE V.30 – Résultats de la simulation numérique,  $M=12\text{kg}$ ,  $V=3\text{ m/s}$ .

un impact à basse vitesse a été développée en utilisant les techniques de modéli-



sation les plus avancées actuellement disponibles dans Abaqus/Explicite [43,44]. Pour ce type d'impact, le principal mode d'endommagement est principalement la fissuration matricielle; les défaillances de fibres se produisaient rarement. Les dommages dus à l'impact commencent avec une fissuration de matrice qui peut être le déclencheur d'un délaminage. L'impact est réalisé sur le bord de fuite parce qu'il s'agit de la partie la plus sensible. Nous remarquons que les zones endommagées sont similaires pour les deux matériaux, cependant, une comparaison des résultats des critères de Hashin des deux matériaux utilisés dans les simulations, explique qu'il est évident que le carbone époxy, avec  $m=176.352$  tonne, est plus résistant et offre un poids plus léger que le composite verre/polyester ( $m=216.031$  tonne). On peut voir que le déplacement et la vitesse pour le Carbone/Epoxy est inférieur à celui du verre/polyester, figures V.31 et V.32.

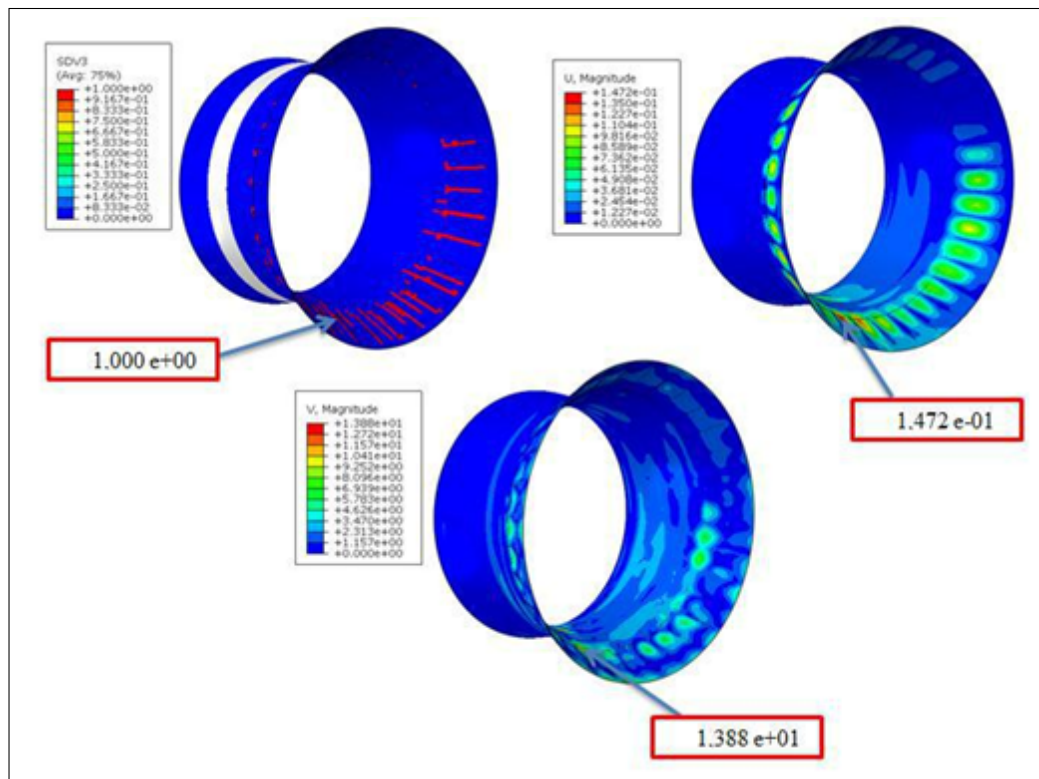


FIGURE V.31 – Endommagement de la tuyère Verre/polyester.

#### V.6.2.4 Effet des longerons et amélioration de la rigidité

Dans cette section, nous nous sommes intéressés à l'effet de la présence des longerons sur la résistance à l'endommagement progressif de la tuyère en réduisant le poids et en maintenant les mêmes performances. D'après les résultats de la simulation, le

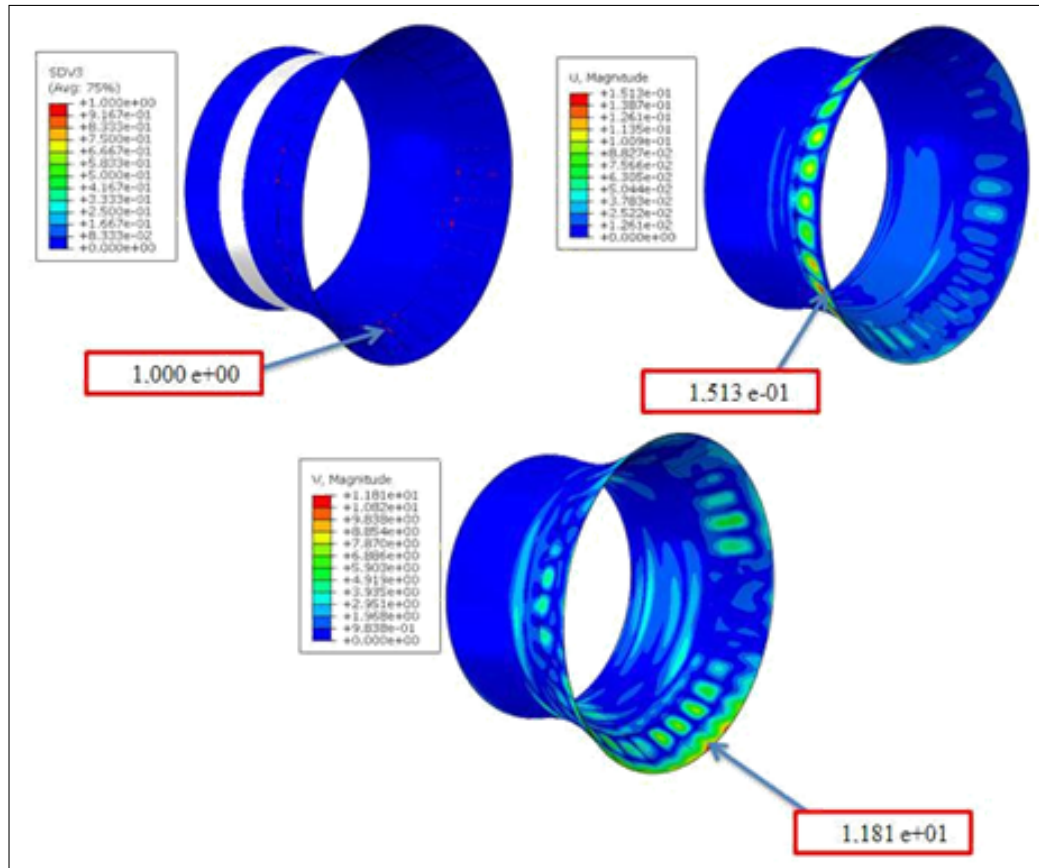


FIGURE V.32 – Endommagement de la tuyère Carbon/Epoxy.

bord de fuite est la partie la plus sensible aux chargements et à l'impact que toute autre partie. Pour cela, une structure 3D spécifique renforcée par des longerons est envisagée et testée. L'impact a été effectué sur la même région de la tuyère pour les deux configurations (avec et sans longerons). Les variables d'endommagement pour la matrice en tension (SDV3) et la matrice en compression (SDV4) ont été déterminées et contrôlées. La figure V.33 montre les résultats de la tuyère endommagée avec et sans longerons. Comme on peut le voir sur cette figure, les longerons offrent une amélioration importante de la rigidité par rapport au cas des tuyères sans longerons. Ainsi, les longerons jouent un rôle central dans la conception des structures marines. Pour plus d'illustration, la figure V.34 montre la variation de la force et de la vitesse de l'impacteur pendant la durée de l'essai. Les résultats montrent aussi que les longerons améliorent les modules et la rigidité de la tuyère. La tuyère sans longerons a subi une fissuration à 584,34 kN et dans le cas d'une tuyère avec longerons, les dommages ne sont apparus qu'à 761,51 kN. Ceci démontre que les longerons de la tuyère jouent un rôle essentiel dans l'augmentation de la rigidité.

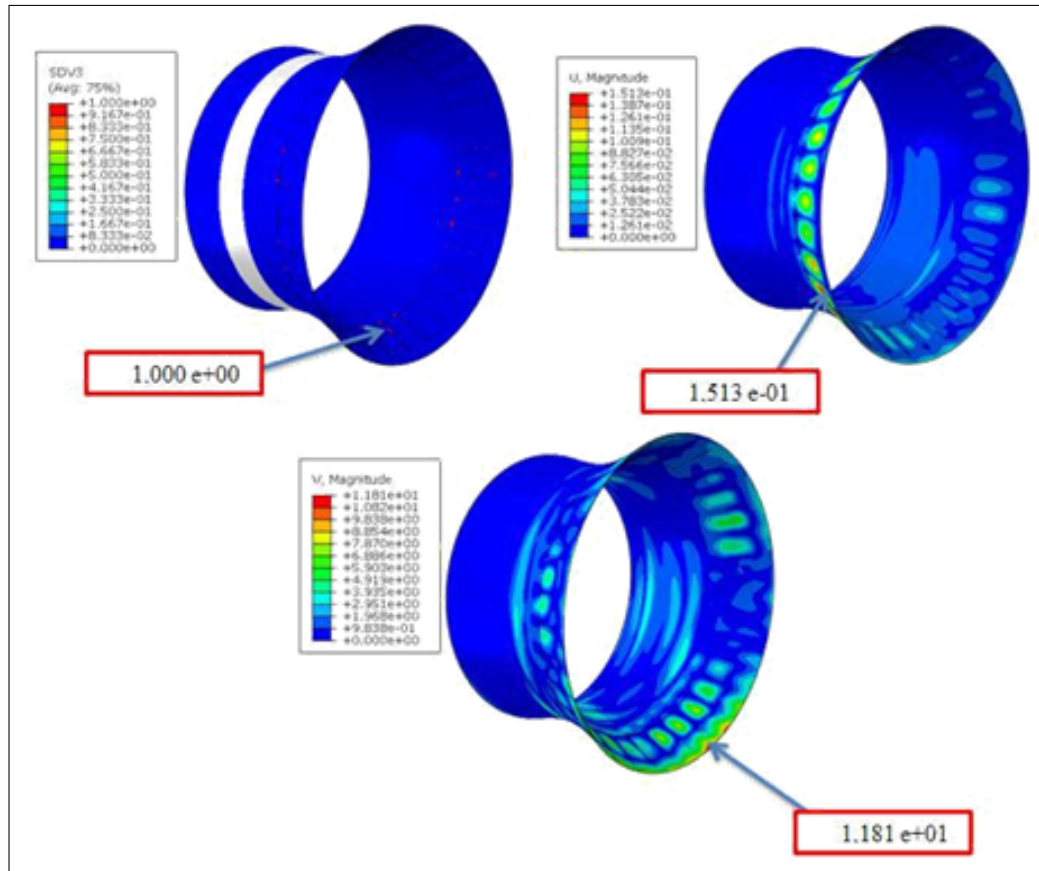


FIGURE V.33 – Zones endommagée avec et sans longerons.

## V.7 Conclusion

La simulation numérique de l'endommagement des structures composites ayant subi un impact est de plus en plus recommandé lors du dimensionnement. En effet, celle-ci, associée à des modèles d'endommagement du pli, et éventuellement des interfaces, permet de prévoir la localisation et la nature des dommages. L'objectif majeur est d'arriver à la construction d'un modèle numérique robuste permettant de représenter fidèlement ce qui est observé expérimentalement. Cela permet un dimensionnement précis des structures composites destinées à fonctionner durant une longue période. L'étude des phénomènes d'endommagement de la tuyère d'une hydrolienne sous différents scénarios incluant l'impact avec la présence de chargements hydrostatiques, gravité et hydrodynamiques a été présenté. En effet, même un petit dommage peut avoir un effet considérable sur la durabilité de la structure. Dans le cadre de cette étude, la simulation numérique des dommages progressifs a été réalisée pour prédire les modes de l'endommagement et identifier les zones sensibles de l'hydrolienne ainsi que pour déterminer l'effet du matériau utilisé pour la fabrication.

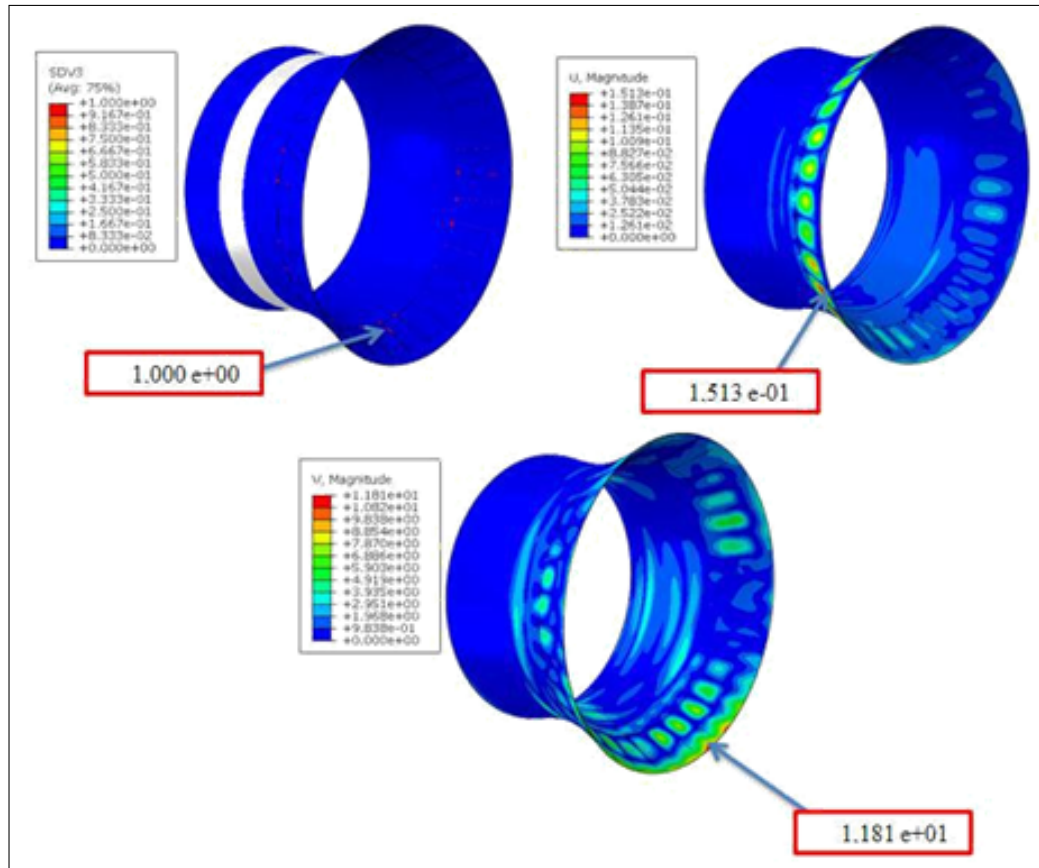


FIGURE V.34 – Réponse dynamique de la tuyère sous impact.

Une analyse hydrodynamique utilisant une méthode de panneau (Panel Method) couplée à la théorie de l'élément de pales (BEM) a été utilisée pour prédire les performances hydrodynamiques de la tuyère, puis la pression hydrodynamique obtenue a été mise en œuvre comme conditions aux limites. Une étude paramétrique a été effectuée pour étudier le comportement dynamique de la tuyère et localiser les zones sensibles. Une VUMAT a été développée et implémentée dans le logiciel ABAQUS avec les critères de Hashin/Puck pour simuler l'endommagement de la fibre et de la matrice. Afin de valider le modèle numérique, la conservation de l'énergie a été vérifiée. L'énergie d'impact est conservée et le modèle numérique a démontré son potentiel à reproduire la cinétique de l'endommagement. L'examen de la tuyère impactée a révélé que les modes de dommages observés étaient localisés dans les parties latérales. Par conséquent, ces régions ont été sélectionnées pour améliorer la rigidité du composite et réduire les zones endommagées. La structure impactée montre une amélioration de sa rigidité et la réduction de la surface endommagée par la présence des longerons. Après on a effectué une étude comparative entre deux matériaux. Les principales conclusions sont les suivantes :

- Chacun deux matériaux composites a ses qualités et ses limites,
- les composites avec fibres de verre sont économiquement très attractifs pour les pales d'hydrolienne de taille moyenne, mais les composites avec fibres de carbone offrent d'excellentes propriétés et une bonne résistance à la rupture sous charge quasi statique et dynamique.

L'étude du phénomène d'endommagement d'une hydrolienne sous impact a tout son intérêt pour le concepteur. En effet, même un petit dommage peut avoir un effet considérable sur la durabilité de la structure. Les dommages entraîneront une infiltration d'eau qui contribuera au vieillissement rapide de la tuyère et à la dégradation rapide de la structure. Pour cela le chapitre suivant traite l'effet de vieillissement sur le comportement mécanique des matériaux composites.

## V.8 Références

- [1] Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A., & Saifaoui, D. (2017). «*Damage prediction of horizontal axis marine current turbines under hydrodynamic, hydrostatic and impacts loads*». *Composite Structures*, 170, 146-157.
- [2] Mourad, N., Mostapha, T., & Dennoun, S. (2018). «*Promotion of Renewable Marins Energies in Morocco : Perspectives and Strategies*». *World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Energy and Power Engineering*, 5(1).
- [3] Laurens, J. M., Ait-Mohammed, M., & Tarfaoui, M. (2016). «*Design of bare and ducted axial marine current turbines*». *Renewable Energy*, 89, 181-187.
- [4] Smith, C. S. (1990). «*Design of marine structures in composite materials*». London : Elsevier.
- [5] Davies, P., & Lemoine, L. (1992, December). «*Nautical applications of composite materials.*» In Proc 3rd IFREMER Conference.
- [6] Tarfaoui, M., Khadimallah, H., Imad, A., & Pradillon, J. Y. (2012). «*Design and finite element modal analysis of 48m composite wind turbine blade.*» In *Applied Mechanics and Materials* (Vol. 146, pp. 170-184). Trans Tech Publications.
- [7] Batoz, J. L., & Dhatt, G. (1990). «*Modélisation des structures par éléments finis : Solides élastiques.*» Presses Université Laval.
- [8] Bode, L. (1994). «*Stratégies numériques pour la prévision de la ruine des structures du génie civil*», Doctoral dissertation, Paris 6.
- [9] Magnain, B. (2006). «*Développement d'algorithmes et d'un code de calcul pour l'étude des problèmes de l'impact et du choc*», Doctoral dissertation, Université d'Evry-Val d'Essonne.
- [10] CHATTI, S. (2009). «*Choix d'un algorithme explicite ou implicite pour la simulation du retour élastique.*» In *Congrès français de mécanique*. AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc-92400 Courbevoie.
- [11] ABAQUS, I. (2014). *Abaqus documentation*. Version, 6, 5-1.
- [12] Shah. O. W. «*Identification and characterization of mechanical and structural properties against static damage and fatigue of a composite floating wind turbine blade*». PhD thesis, ENSTA Bretagne, France (2014).
- [13] Shah, O. R., & Tarfaoui, M. (2014). «*Effect of damage progression on the heat generation and final failure of a polyester-glass fiber composite under tension-tension cyclic loading.*» *Composites Part B : Engineering*, 62, 121-125.
- [14] Shah, O. R., & Tarfaoui, M. (2016). «*The identification of structurally sensitive zones subject to failure in a wind turbine blade using nodal displacement based finite element sub-modeling.*» *Renewable Energy*, 87, 168-181.
- [15] A. Matzenmiller, J. Lubliner, RL. «*Taylor. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites*», *Mech Mater* 20 (1995) 125-52
- [16] Hashin Z. «*Failure criteria for unidirectional fiber composites.*» *J Applied Mechanics* 1980 ;47 :329-34.
- [17] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017). «*Matériaux composites pour les énergies marines renouvelables.*» Éditions universitaires européennes ,ISBN-10 : 6202261579.

- [18] Christiansen, E. L., & Kerr, J. H. (2001). « *Ballistic limit equations for spacecraft shielding.* » International Journal of Impact Engineering, 26(1-10), 93-104.
- [19] Paris, F., & Jackson, K. E. (2001). « *A study of failure criteria of fibrous composite materials.* »
- [20] Hinton, M., Kaddour, A. S., & Soden, P. D. (Eds.). (2004). « *Failure criteria in fibre reinforced polymer composites : the world-wide failure exercise.* » Elsevier.
- [21] Tsai, S. W. (1992). « *Theory of composites design* » (pp. 6-13). Dayton, OH : Think composites.
- [22] Hashin, Z., & Rotem, A. (1973). « *A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials.* » Journal of composite materials, 7(4), 448-464.
- [23] Hashin, Z. (1980). « *Failure criteria for unidirectional fiber composites.* » Journal of applied mechanics, 47(2), 329-334.
- [24] Chang, F. K., & Chang, K. Y. (1987). « *Post-failure analysis of bolted composite joints in tension or shear-out mode failure.* » Journal of Composite Materials, 21(9), 809-833.
- [25] Christensen, R. M. (1997). « *Yield functions/failure criteria for isotropic materials.* » Proceedings of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 453(1962), 1473-1491.
- [26] Puck, A., & Schürmann, H. (2004). « *Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models.* » In Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites (pp. 832-876). Elsevier.
- [27] Dassault Systèmes, D. (2010). Abaqus analysis users' manual. ABAQUS Documentation, 6.
- [28] El Moumen, A., Tarfaoui, M., Hassoon, O., Lafdi, K., Benyahia, H., & Nachtane, M. (2017). « *Experimental Study and Numerical Modelling of Low Velocity Impact on Laminated Composite Reinforced with Thin Film Made of Carbon Nanotubes.* » Applied Composite Materials, 1-12.
- [29] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Hassoon, O. H., & Benyahia, H. (2018). « *Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy : Case of ducted tidal turbine.* » Energy Reports, 4, 31-40.
- [30] Miyano, Y., Nakada, M., & Sekine, N. (2004). « *Accelerated testing for long-term durability of GFRP laminates for marine use.* » Composites Part B : Engineering, 35(6), 497-502.
- [31] Boisseau, A., Davies, P., & Thiebaud, F. (2013). « *Fatigue behaviour of glass fibre reinforced composites for ocean energy conversion systems.* » Applied Composite Materials, 20(2), 145-155.
- [32] Ullah, H., & Silberschmidt, V. V. (2015, June). « *Analysis of impact induced damage in composites for wind turbine blades.* » In 2015 Power Generation System and Renewable Energy Technologies (PGSRET) (pp. 1-6). IEEE.
- [33] Fagan, E. M., Kennedy, C. R., Leen, S. B., & Goggins, J. (2016). « *Damage mechanics based design methodology for tidal current turbine composite blades.* » Renewable energy, 97, 358-372.
- [34] Tarfaoui, M., Nachtane, M., Khadimallah, H., & Saifaoui, D. (2018). « *Simulation of mechanical behavior and damage of a large composite wind turbine blade under critical loads.* » Applied Composite Materials, 25(2), 237-254.

[35] Tarfaoui, M., Shah, O. R., & Nachtane, M. (2019). «*Design and optimization of composite offshore wind turbine blades.*» *Journal of Energy Resources Technology*, 141(5), 051204.

[36] Kennedy, C. R., Leen, S. B., & Brádaigh, C. M. (2012). «*A preliminary design methodology for fatigue life prediction of polymer composites for tidal turbine blades.*» *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L : Journal of Materials : Design and Applications*, 226(3), 203-218.

[37] Gning, P. B., Tarfaoui, M., Collombet, F., Riou, L., & Davies, P. (2005). «*Damage development in thick composite tubes under impact loading and influence on implosion pressure : experimental observations.*» *Composites Part B : Engineering*, 36(4), 306-318.

[38] Tarfaoui, M., Gning, P. B., & Hamitouche, L. (2008). «*Dynamic response and damage modeling of glass/epoxy tubular structures : Numerical investigation.*» *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 39(1), 1-12.

[39] Tarfaoui, M., Gning, P. B., & Collombet, F. (2009). «*Damage Modelling of Impacted Tubular Structures by Using Material Property Degradation Approach.*» In *Damage and Fracture Mechanics* (pp. 227-235). Springer Netherlands.

[40] Smith, C. S. (1990). «*Design of marine structures in composite materials.*» London : Elsevier.

[41] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., & Hilmi, K. (2017, April). «*Hygrothermal and mechanical performance evaluation of glass-polyester composite for renewable marine energies.*» In 13ème congrès de mécanique (cmm2017).

[42] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017, March). «*Fluid-structure interaction effects of horizontal axis marine current turbines.*» In 3e congrès national en sciences physiques, techniques et applications.

[43] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017, March). «*Effect of duct geometry on the performance of horizontal-axis marine current turbines.*» In International conference on advanced materials for photonics, sensing and energy applications-AMPSECA'2017.

[44] Garnier, C. «*Étude du comportement dynamique des structures composites réalisées par LRI : application à l'impact et à la fatigue.*» 2011. Thèse de doctorat.



# Chapitre VI

## Étude expérimentale et numérique du vieillissement des matériaux composites

### Sommaire

---

<b>VI.1 Introduction</b> . . . . .	<b>236</b>
<b>VI.2 Méthodologie de l'étude du vieillissement</b> . . . . .	<b>238</b>
<b>VI.3 Procédure expérimentale</b> . . . . .	<b>240</b>
VI.3.1 Matériaux de l'étude . . . . .	240
VI.3.2 Vieillissement hygrothermique . . . . .	241
VI.3.3 Analyse gravimétrique . . . . .	242
VI.3.4 Essai de compression dynamique . . . . .	243
<b>VI.4 Vieillissement et réponse du matériau</b> . . . . .	<b>247</b>
VI.4.1 Vieillissement . . . . .	247
VI.4.2 Interactions physico-chimiques . . . . .	248
<b>VI.5 Effets du vieillissement hygrothermique sur le compor-</b> <b>tement dynamique</b> . . . . .	<b>250</b>
VI.5.1 Comportement Mécanique . . . . .	250
VI.5.2 Modes d'endommagement . . . . .	257
VI.5.3 Étude énergétique . . . . .	260
VI.5.4 Énergie absorbée lors d'un essai d'impact . . . . .	261
<b>VI.6 Développement et validation d'une approche numé-</b> <b>rique du phénomène de vieillissement</b> . . . . .	<b>265</b>
VI.6.1 Vérification du modèle . . . . .	265
VI.6.2 Formulation analytique . . . . .	266

VI.6.3 Approche de modélisation numérique . . . . .	268
VI.6.4 Comparaison entre les résultats analytique et numérique .	269
<b>VI.7 Conclusion . . . . .</b>	<b>272</b>
<b>VI.8 Références . . . . .</b>	<b>274</b>

---

## **VI.1 Introduction**

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans un large éventail d'industries et d'applications en raison de leurs divers avantages par rapport aux matériaux traditionnels. Ils sont utilisés dans le naval, l'aérospatiale et d'autres industries, mais l'une des conditions essentielles d'un composite structural est sa capacité à conserver ses propriétés pour une longue durée dans des conditions environnementales critiques (variations de température, humidité, oxydation, attaque microbiologique...) [1]. Au cours des dernières décennies, le renforcement et la réparation des structures de génie maritime utilisant des stratifiés GFRP ont suscité beaucoup d'attention [2]. De plus, l'assemblage par collage est considéré depuis de nombreuses années comme le choix par excellence pour assembler des structures composites en raison de leur grande résistance à la fatigue, de leurs bonnes propriétés d'amortissement des vibrations, de l'élimination du phénomène de corrosion galvanique et de la distribution uniforme des contraintes mécaniques sur le joint [3]. Par conséquent, il est devenu nécessaire de comprendre le comportement dynamique des joints composites collés sous des chargements critiques pour développer des modèles constitutifs [4]. De nombreuses structures et assemblages composites ont été appliqués et préférés aux matériaux conventionnels pour des applications soumises à des conditions environnementales extrêmes. Par conséquent, l'importance d'étudier l'effet du vieillissement hygrothermique sur les propriétés mécaniques des assemblages collés sous impact est devenue de plus en plus évidente ces dernières années [5]. De nombreux chercheurs ont étudié l'effet de l'eau de mer sur les composites à matrice polymère et la façon dont elle a entraîné la dégradation de leur performance [6,7]. Par exemple, l'exposition environnementale pourrait entraîner une réduction de la transmissibilité des contraintes interfaciales en raison de la plastification de la matrice, des changements chimiques et de la dégradation mécanique. La plastification de la matrice pourrait réduire le module de la matrice tandis que la dégradation chimique pourrait causer l'hydrolyse de la liaison. La dégradation mécanique pourrait être due à la contrainte causée par la matrice et, de plus, une réaction interfaciale pourrait induire diverses modifications morphologiques dans l'interface entre la fibre et la matrice [8,9]. Cependant, très peu d'informations ont été trouvées dans la littérature sur l'étude des mécanismes d'endommagement qui pourraient montrer des comportements divers même en l'absence de l'effet de facteurs environnementaux importants comme l'eau de mer sur la dégradation de la résistance du matériau. Il est donc important de mieux comprendre les mécanismes et l'ampleur de la dégradation que peut générer l'eau de mer sur les structures composites. Diverses études se sont intéressées à la dégradation hygrothermique des composites à base d'une

matrice époxy [10-14] . Schutte a montré que la dégradation hygrothermique des composites renforcés par des fibres de verre comprenait la dégradation du renforcement des fibres, de la matrice polymère et de l'interface fibre/matrice. Cependant, d'autres travaux ont montré que les composites d'ester vinylique renforcés présentaient de meilleures performances que les composites à base d'époxy en raison de leur durabilité élevée, leur faible coût et leur résistance au vieillissement thermique [15] . Par conséquent, les résines à base d'ester vinylique sont généralement choisies comme matrice pour les structures composites [16,17] . Jiang et al. [18] ont étudiés expérimentalement et numériquement l'influence de l'absorption d'humidité et du vieillissement hygrothermique sur les stratifiés polymères renforcés de fibres de verre et les adhésifs structurels. Les résultats ont montré que les échantillons carrés et rectangulaires ont perdu de leur poids en dessous de 40°C. Pillay et ses collègues [19] ont évalué les effets de l'humidité et de l'exposition aux UV sur la résistance des matériaux composites au cisaillement interlaminaire, la résistance à la flexion et la résistance aux chocs à faible vitesse. Hristozov et al. [20] ont étudié la durabilité de matériaux composites verre-vinylester immergés pendant 125 jours dans de l'eau distillée portée à 20, 50 ou 60°C. Ils observent une perte de rigidité de 10, 42 ou 55%, respectivement. Assarar et al. [21] reportent, sur un composite verre-époxy, une perte de rigidité et de contrainte à rupture en traction de 10 et 25%, respectivement, après 40 jours de vieillissement en immersion à température ambiante. Récemment, Sousa et al. [22] ont examiné l'influence des cycles thermiques sur les assemblages collés utilisés en génie civil. Benyahia et al. [23] ont étudié les propriétés mécaniques des pipes composites sous différentes températures allant de -40 à 80 °C. Les résultats expérimentaux ont montré que la dégradation mécanique des pipes augmente avec l'augmentation de la température. Jojibababu et al. [24] ont étudié l'effet de l'ajout de nano-charges de carbone sur la dégradation des joints adhésifs époxy soumis au vieillissement hygrothermique. Les auteurs ont conclu que l'ajout de nano-charges dans les joints adhésifs montrait une plus grande résistance des joints chargés que les joints époxy purifiés après vieillissement. Akderya et al. [25] ont étudié les effets du vieillissement thermique sur les propriétés de résistance à la traction d'un joint à recouvrement unique collé de composites fibre de verre tissée /époxy à trois températures différentes -18°C, 25°C et 70°C. Les résultats ont montré que le vieillissement thermique à -18 °C augmentait la capacité de charge du joint tandis que les impacts appliqués aux joints le réduisaient. De plus, une diminution de la résistance à la rupture en traction du joint a été observée aux températures de -18°C et 70°C. Les énergies marines renouvelables représentent des développements économiques et politiques majeurs. La majorité des développeurs de systèmes récupérateurs d'éner-

gie préfèrent utiliser des matériaux composites pour les systèmes EMR pour les différentes raisons citées précédemment. Dans un environnement très sévère comme les océans, la fiabilité des composants est cruciale pour la productivité de ces systèmes [26]. En service, les structures sont soumises à différents types de chargement causés par les courants marins, les vagues, les tempêtes mais aussi de nombreuses agressions, telles que l'eau de mer et la corrosion [27-29]. En conséquence il y a un besoin de comprendre comment une longue immersion en environnement marin peut affecter les structures composites. Le présent travail a pour objectif d'investiguer et de développer de nouvelles méthodologies pour étudier et modéliser l'impact complexe du vieillissement hygrothermique sur des pièces composites. Ces méthodologies sont basées sur l'accélération des phénomènes de vieillissement physico-chimique. Différents outils numériques et expérimentaux ont été développés pour permettre la caractérisation du comportement dynamique des composites vieillissants. Ces développements permettront une meilleure compréhension des mécanismes de vieillissement des composites lors de leur utilisation pour des applications EMR.

## **VI.2 Méthodologie de l'étude du vieillissement**

Le vieillissement est une lente et irréversible évolution des propriétés structurales (physiques, chimiques, mécaniques) d'un matériau composite au cours de son utilisation [30]. Le vieillissement pose dès lors le problème de la durabilité, c'est-à-dire de la durée de vie du matériau lorsque ses propriétés rapportées à une utilisation précise sont altérées. Dans le cas d'une coque en contact avec l'eau de mer, subissant un "vieillissement en milieu marin", les cinétiques de dégradations sont régies par le processus d'absorption d'eau dans le matériau ; la présence d'eau entraîne à terme des dégradations structurales réversibles et irréversibles. La méthodologie d'étude du vieillissement d'un composite comprend différentes étapes successives [31]. La première consiste à caractériser la structure du matériau au moyen de méthodes physico-chimiques ou autres (analyse d'image, par exemple). La multiplicité des constituants utilisés dans les composites impose de connaître parfaitement leur nature, leur composition, l'état chimique, etc. Ainsi la nature de la matrice, des fibres, la qualité de l'interface, ainsi que les conditions de mise en œuvre vont avoir une influence directe sur la structure du composite et donc sur ses propriétés. Il convient ensuite de définir les conditions du vieillissement, c'est-à-dire les contraintes d'utilisation dont on souhaite simuler les effets (en relation directe donc avec l'application visée). Le choix des paramètres de vieillissement est crucial : ils doivent être choisis en fonction des conditions réelles d'utilisation du matériau. D'une manière générale, les paramètres

appliqués lors d'un vieillissement accéléré sont la température et l'humidité [32,32]. Les couplages hygrothermiques ont l'avantage de mettre en évidence les principaux mécanismes de vieillissement des composites. Dans ce cas, la température est considérée comme un facteur accélérant du vieillissement, favorisant les mécanismes de diffusion de l'eau [34]. Des paramètres plus spécifiques peuvent être envisagés pour des conditions d'utilisation particulières, comme le vieillissement aux UV ou la tenue aux produits chimiques. La compréhension des mécanismes de vieillissement et le développement de modèles descriptifs et analytiques associés sont nécessaires pour l'emploi des composites à matrice organique dans les applications des énergies marines renouvelables. L'absorption des molécules d'eau au sein d'un matériau à matrice polymère peut survenir dans les zones singulières (défauts structuraux) ou dans le réseau macromoléculaire de la matrice. La présence de molécules d'eau dans le matériau va induire des phénomènes physiques et chimiques qui seront à l'origine de modifications de ses propriétés telles que le gonflement la plastification, figure VI.1. Ainsi, un nombre important de travaux de recherche avait été effectuée auparavant pour comprendre l'influence de l'effet hygrothermique sur le comportement mécanique des composites polymères à très faibles vitesses de déformation. Cependant, peu ou pas d'information sur l'étude expérimentale de l'effet hygrothermique sur la réponse dynamique à haute vitesse de déformation des composites et des assemblages par collage a pu être trouvée. Dans ce contexte, ce chapitre sera consacré à étudier l'effet du vieillissement hygrothermique sur le comportement mécanique des joints composites collés à haute vitesse de déformation à l'aide du dispositif des barres d'Hopkinson (Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB)). Dans un premier temps, des échantillons composites collés ont été soumis à des conditions de vieillissement hygrothermique ( $T=50^{\circ}\text{C}$  et  $\text{RH}=80\%$  (humidité relative)) pour trois périodes différentes, puis des essais de compression dynamique dans le plan ont été effectués à différentes pressions d'impact de 1 à 4 bar en utilisant la technique SHPB. Les résultats ont montré que l'absorption d'humidité conduisait à la dégradation de la résistance à la compression dynamique. Cette partie a fait l'objet d'un article accepté et publié dans le journal Composite part B : Engineering.

- **Article** : Nachtane, M., Tarfaoui, M., Sassi, S., El Moumen, A., Saifaoui, D. (2019). An investigation of hygrothermal aging effects on high strain rate behaviour of adhesively bonded composite joints. *Composites Part B : Engineering*.172, 111-120.

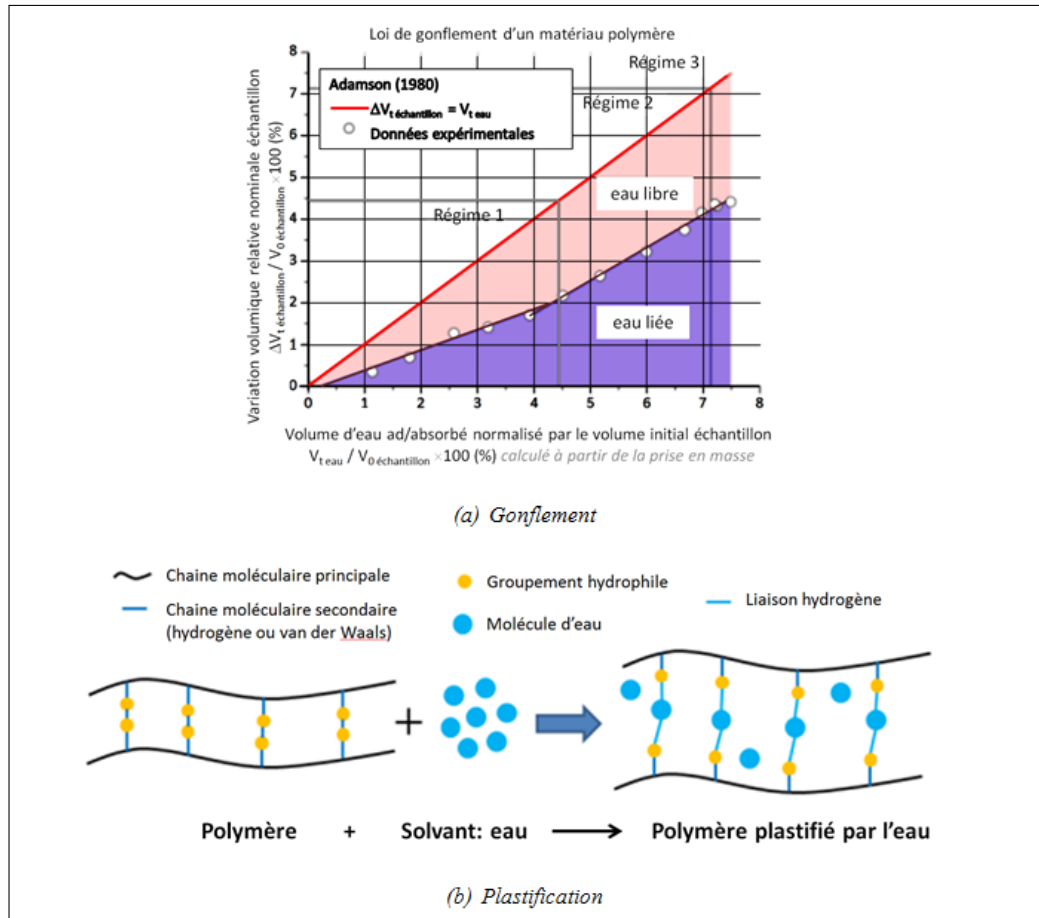


FIGURE VI.1 – Effet de vieillissement sur les propriétés mécanique du matériau composite.

## VI.3 Procédure expérimentale

### VI.3.1 Matériaux de l'étude

Depuis de nombreuses années les matériaux composites sont utilisés dans le domaine maritime, particulièrement dans l'industrie navale et l'énergie offshore [35,36]. Ces matériaux offrent de nombreuses solutions pour les nouveaux systèmes récupérateurs d'énergie, néanmoins une connaissance approfondie de leur comportement est nécessaire pour ces applications soumises à des sollicitations environnementales complexes. La compréhension des mécanismes de vieillissement et le développement de modèles descriptifs et analytiques associés sont nécessaires pour l'emploi des assemblages collés de matériaux composites dans les applications structurales. En effet, la tenue mécanique de ces matériaux conditionés en température et en humidité est un challenge qu'il faut relever pour les faire entrer dans l'ensemble évoqué par les bureaux d'étude quand il s'agit de construire des structures légères et fiables. Le

matériau examiné dans cette étude a été fabriqué à l'aide de fibres de verre bi-axial noyées dans une résine polyester . Un adhésif polyvinylester NORPOL a été utilisé pour développer un collage de 1 mm d'épaisseur entre les deux pièces composites. Les propriétés physiques et mécaniques des matériaux utilisés sont énumérées dans les tableaux VI.1, VI.2 et VI.3.

Séquence	poids (g/m <sup>2</sup> )	Matériaux	Densité linéaire (tex)
+45°	451(±5)	E-Glass	600
-45°	451(±5)	E-Glass	600
Stitching	12(±5)	PES 76 dtex	–
Poids total	912(±5)	Binder	Warp

TABLE VI.1 – Propriétés physiques du tissu de fibre de verre.

Properties	Values
Density	1960
Young's modulus (MPa)	$E_1 = 48110, E_2 = E_3 = 11210$
Poisson's ratio	$v_{12} = v_{13} = 0.28, v_{23} = 0.34$
Shear modulus (MPa)	$G_{12} = G_{13} = 4420, G_{23} = 5000$

TABLE VI.2 – Propriétés mécaniques (glass/vinylester)

Properties	Values
Density ( $kg/m^3$ )	1960
Young's modulus (MPa)	$E = 3100$
Poisson's ratio	$\nu = 0.3$

TABLE VI.3 – Propriétés mécaniques de l'adhésif

### VI.3.2 Vieillissement hygrothermique

Une campagne d'essais de vieillissement hygrothermique a été menée pour examiner le phénomène d'absorption de l'humidité et pour déterminer le poids pris par les échantillons en fonction du temps. Les dimensions des échantillons sont de 13 mm × 13 mm × 9 mm, figure VI.2. La préparation de l'échantillon pour la technique SHPB est un processus difficile et critique car il est important de s'assurer que les



deux faces de l'échantillon soient complètement planes et parallèles avec un haut degré de précision. Le poids de chaque échantillon est mesuré toutes les 96 heures (période normale) sur une balance analytique Precisa XT220A avec une précision de 0,0001g. Les échantillons ont été soumis aux conditions de vieillissement hygrother-

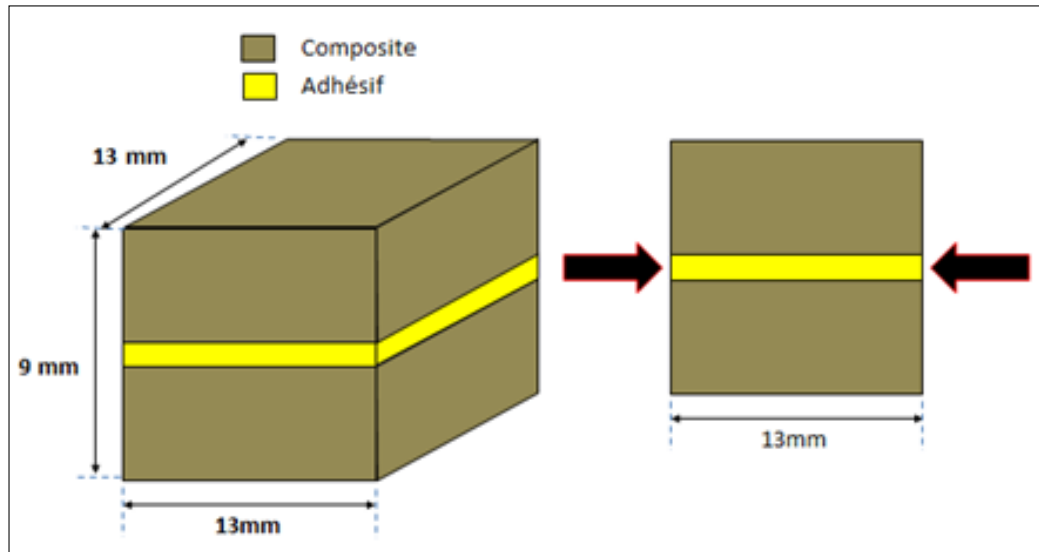


FIGURE VI.2 – Échantillon de l'assemblage collé, épaisseur colle=1mm.

mique suivantes : Température 50°C avec 80% d'humidité relative pour différents intervalles de temps. Les échantillons ont été disposés les uns à côté des autres dans l'enceinte de corrosion de l'ASCOTT pendant deux mois. Le programme utilisé dans cet essai est illustré à la figure VI.3.

### VI.3.3 Analyse gravimétrique

Le poids des échantillons a été mesuré pour chaque intervalle de temps à l'aide d'une balance Precisa XT220A d'une précision de  $10^{-4}$  g comme indiqué précédemment. Le taux d'absorption d'humidité ( $M$ ) absorbé par chaque échantillon a été mesuré en fonction de son poids avant exposition ( $w_i$ ) et après exposition ( $w_f$ ) comme suit [37,38] :

$$M = \frac{w_f - w_i}{w_i} \times 100 \quad (\text{VI.1})$$

Le coefficient de diffusion a été obtenu en utilisant l'équation suivante selon la loi de Fick :

$$D = \frac{\pi}{16} \left( \frac{M_t/M_\tau}{\sqrt{t}/2l} \right)^2 \quad (\text{VI.2})$$

Où  $M_\tau$  représente l'absorption maximale d'eau,  $M_t$  est l'absorption d'eau au temps  $t$ ,  $2l$  est l'épaisseur des échantillons, et  $D$  représente le coefficient de diffusion.

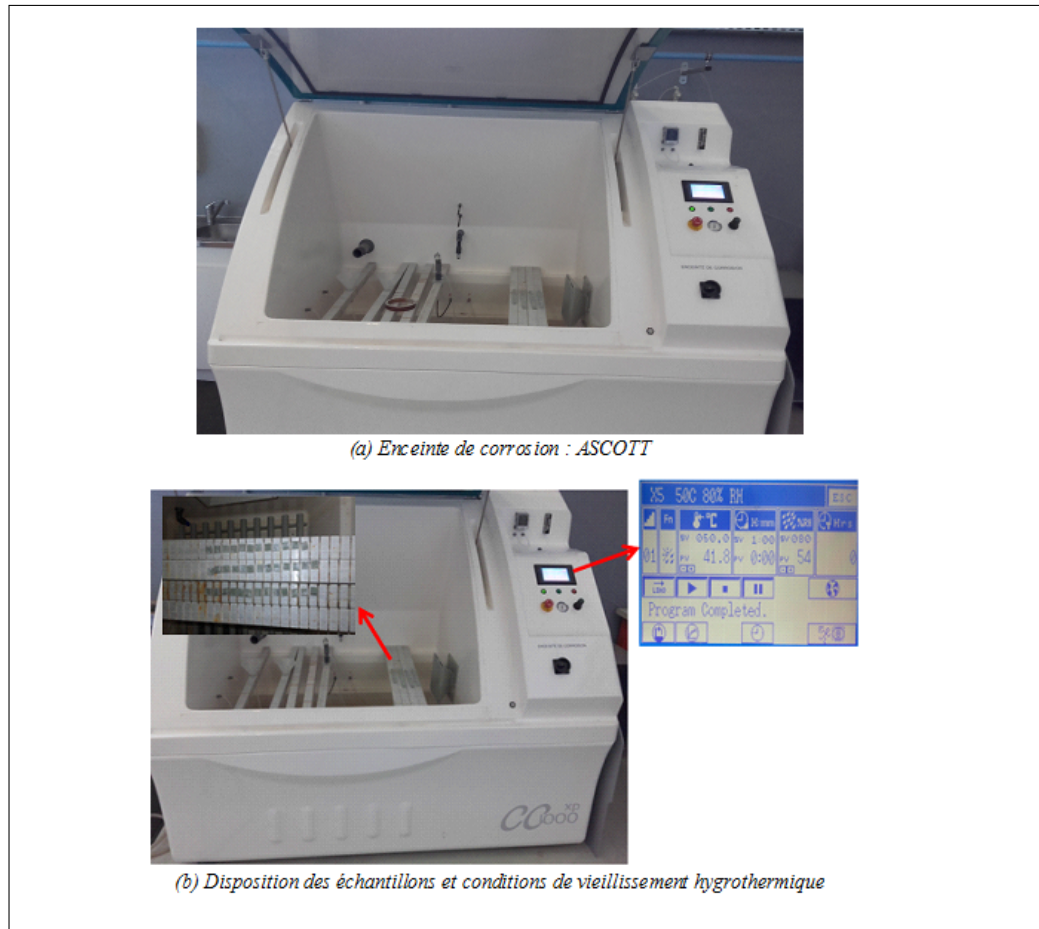


FIGURE VI.3 – Vieillissement hygrothermique des échantillons de joints collés dans l’enceinte de corrosion ASCOTT.

### VI.3.4 Essai de compression dynamique

Le fonctionnement des barres d’Hopkinson repose sur la propagation d’ondes élastiques. L’hypothèse d’onde unidimensionnelle permet de relier les déformations mesurées aux contraintes et aux vitesses particulières. Il en résulte que ces grandeurs se transportent sans être modifiées entre le point de mesure et l’interface, et on en déduit les forces et les déplacements aux interfaces barre-spécimen. Plusieurs techniques sont utilisées pour mesurer les propriétés mécaniques des composites à grande vitesse de déformation, mais la plus courante est le SHPB spécifiquement pour des vitesses de déformation allant de  $200$  à  $104s^{-1}$  [39-41]. Une représentation schématique et photographique montre que le dispositif SHPB, utilisée dans cette étude, comprend un impacteur, une barre d’entrée et une barre de sortie, figures VI.4 et VI.5. Les barres incidente et transmise ont un diamètre de  $20$  mm et une longueur de  $1,9850$  m. L’impacteur de  $20$  mm de diamètre et d’une longueur de

500 mm est utilisée pour générer une contrainte incidente par impact avec la barre d'entrée. Les échantillons de l'assemblage collé sont placés entre la barre incidente et le barre transmise sans aucune fixation pour éviter des perturbations des mesures dues à des interfaces supplémentaires [42]. La charge de compression dynamique dans le plan est appliquée sur un échantillon cubique de 13 mm × 13 mm × 9 mm. Pour faire varier les vitesses de déformation lors des différents essais de compression, la vitesse de l'impacteur est ajustée en faisant varier la pression pour obtenir une gamme d'amplitudes de charge incidente. Ceci induit la génération d'une contrainte de compression unidimensionnelle par l'impact axial entre l'impacteur et la barre incidente. La durée de cette onde dépend de la longueur de l'impacteur. Une fois atteinte l'interface entre l'échantillon et la barre d'incidence, une partie de l'onde de compression est réfléchiée le long de la barre d'incidence, tandis que le reste est transmis à la barre transmise. Deux jauges de déformations sont collées longitudinalement au milieu de chaque barre pour mesurer les signaux l'incident,  $\epsilon_I$ , réfléchi,  $\epsilon_R$ , et transmise,  $\epsilon_T$ . Ces signaux sont enregistrés sur un oscilloscope et numérisés par la suite à l'aide de l'algorithme du logiciel Maple en utilisant la transformation de Fourier rapide (FFT) pour obtenir les paramètres dynamiques : contrainte vs déformation, vitesse de déformation vs temps, effort et vitesse vs temps aux interfaces barre incident/échantillon et transmise/échantillon. Les échantillons sont soumis à

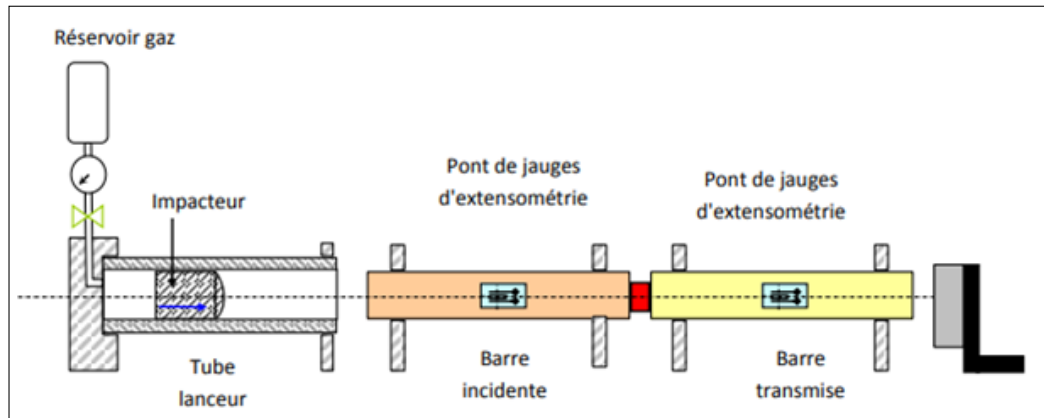


FIGURE VI.4 – Représentation schématique d'un dispositif SHPB.

diverses pressions d'impact et les signaux résultants sont enregistrés par un oscilloscope numérique. En utilisant les données enregistrées par les jauges de déformation, les déplacements des interfaces des barres sont donnés par [43] :

$$u_1(t) = C_0 \int_0^t (\epsilon_I(t) - \epsilon_R(t)) dt \quad (\text{VI.3})$$

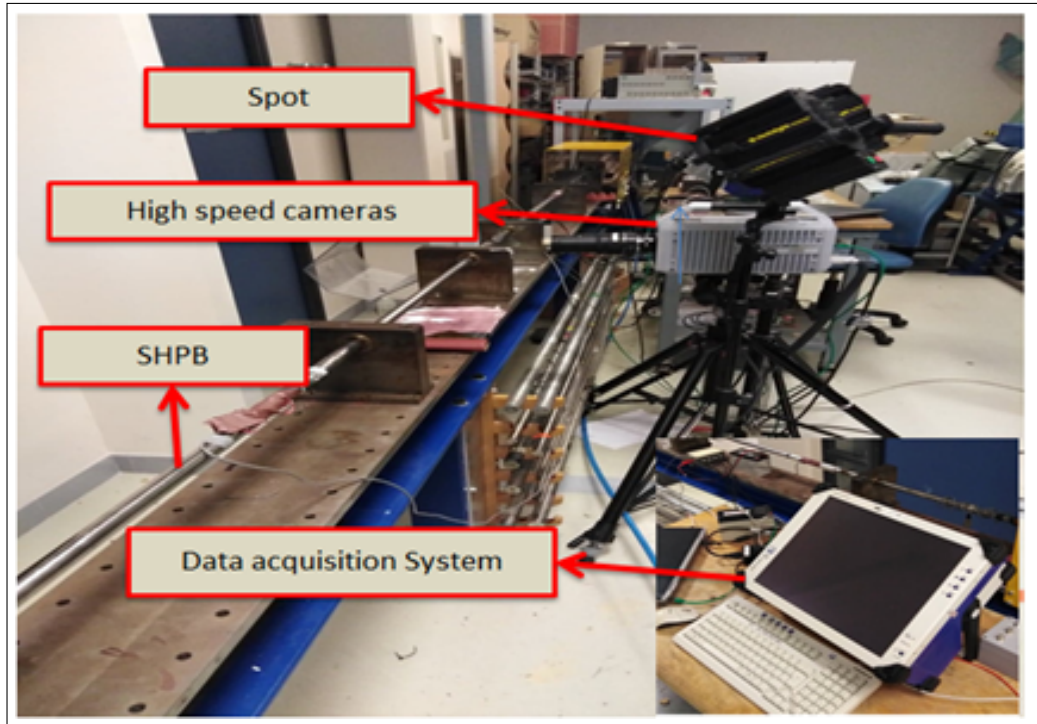


FIGURE VI.5 – Différents matériels utilisés.

$$u_2(t) = C_0 \int_0^t \epsilon_T(t) dt \quad (\text{VI.4})$$

Où l'intervalle  $[0, t]$  couvre le premier cycle (signal réfléchi-l'incident-transmis).  $u_1(t)$ ,  $u_2(t)$ ,  $\epsilon_I(t)$ ,  $\epsilon_R(t)$  et  $\epsilon_T(t)$  indiquent respectivement le déplacement de l'interface de la barre d'incidence, le déplacement de l'interface de la barre transmise, la déformation incidente, réfléchie et transmise. Nous déduisons donc le déplacement relatif entre les deux interfaces de barres (ou allongement).

$$\delta u(t) = u_1(t) - u_2(t) = C_0 \int_0^t (\epsilon_I(t) - \epsilon_R(t)) dt - C_0 \int_0^t \epsilon_T(t) dt \quad (\text{VI.5})$$

Où la vitesse de l'onde de déformation  $C_0$  est donnée par :

$$C_0 = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (\text{VI.6})$$

Où  $E$  et  $\rho$  sont respectivement le module et la densité de la barre. Sur chaque face de l'échantillon, les forces sont données par les formules suivantes :

$$F_1 = AE (\epsilon_I + \epsilon_R) \quad (\text{VI.7})$$

$$F_2 = AE \epsilon_T \quad (\text{VI.8})$$

Avec  $A$  est la section de la barre,  $F_1$  l'effort incident et  $F_2$  l'effort transmis. L'énergie d'impact est la quantité d'énergie disponible au début de la charge qui correspond à l'énergie cinétique de l'impacteur. Cette énergie peut être déterminée à partir du profil de contrainte calculé et est complètement transférée dans la barre d'impact [43] :

$$W_{impact} = \int_{t_i}^{t_f} AEC_0\epsilon_I^2 dt \quad (VI.9)$$

Avec  $t_i$  est le temps d'apparition de l'onde de compression à l'emplacement de la jauge de déformation et  $t_f - t_i$  est la durée de la forme d'onde rectangulaire initiale. La figure VI.6 montre des signaux typiques pour les essais dynamiques de compression à 1 bar et 3 bar. L'onde incidente et transmise sont compressives tandis que l'onde réfléchi est est une tension. On peut voir que les hauteurs d'onde incidente, réfléchi et transmise dépendent de manière significative de la vitesse de l'impacteur. Comme prévu [44,45] , le deuxième pic de l'onde réfléchi et la courte durée de l'impulsion transmise, montrent la présence de dommages macroscopiques dans les joints collés quand il est soumis aux charges compressives dans le plan. On peut donc conclure que les essais à 1 bar correspondent au cas non endommagé pendant lequel l'onde réfléchi montre une réponse élastique. Les signaux d'entrée sont convertis en efforts, en vitesses (aux deux extrémités de l'éprouvette) et en contraintes moyennes dans l'éprouvette lors des essais de compression dynamique.

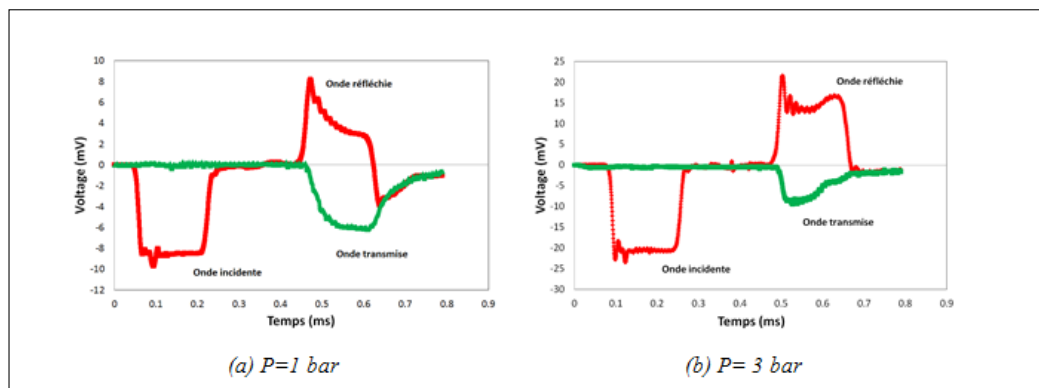


FIGURE VI.6 – Ondes typiques obtenues à partir des jauges placées sur la barre incidente et transmise.

## VI.4 Vieillissement et réponse du matériau

### VI.4.1 Vieillissement

Différents modèles de diffusion ont pu être développés pour comprendre le comportement de matériaux homogènes et hétérogènes parmi lesquels le plus connu et le plus couramment utilisé est le modèle isotrope unidimensionnel de Fick. Toutefois, des divergences par rapport à ce modèle ont souvent été observées dans la littérature [46], figure VI.7. Les modèles de type Langmuir ont représenté avec succès l'absorption d'eau de matériaux Verre/époxy [47]. Lorsque les matériaux composites absorbent l'eau, la concentration locale d'eau varie jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint. Par conséquent, des contraintes résiduelles sont causées par ce gonflement local inhomogène dû à une absorption d'eau non uniforme dans le matériau. De plus, les contraintes résiduelles résultent de l'incompatibilité entre la matrice et la fibre dans les stratifiés composites, même avec une répartition uniforme de l'eau. Ainsi, les contraintes résiduelles induites pourraient entraîner la formation de microfissures, en particulier dans des conditions transitoires, et entraîner une diminution supplémentaire de la résistance du composite. lors de l'absorption de l'humidité à l'interface,

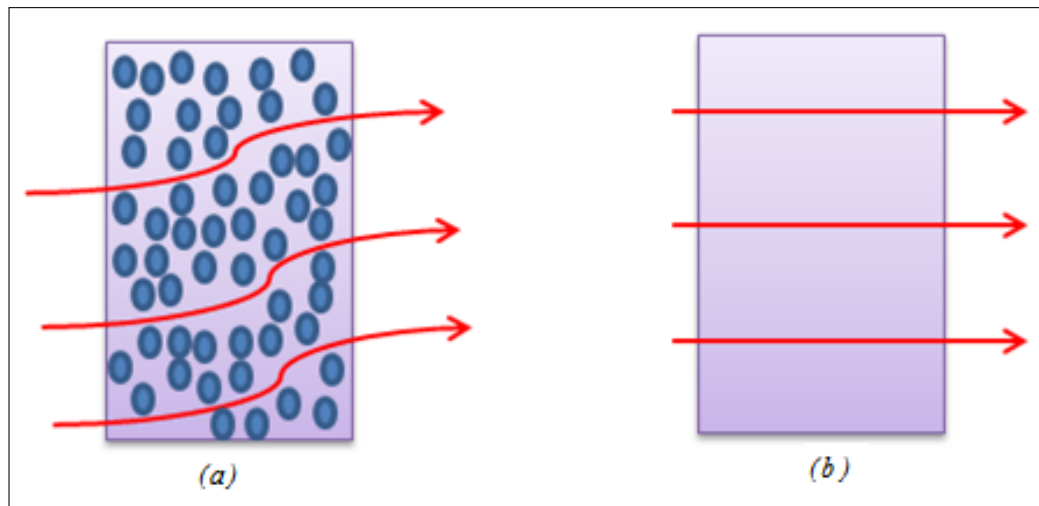


FIGURE VI.7 – Schéma comparatif des phénomènes de diffusion.

les molécules d'eau sont installées dans les macro-vides formés par les cavités et les fissures, ce qui provoque progressivement l'endommagement de l'interphase. Le vieillissement humide est reconnu comme l'une des principales causes de défaillance à long terme des composites à matrice organique. Il y a plusieurs modes de vieillissement humide tels que la plastification de la matrice, le gonflement différentiel, la fragilisation du squelette macromoléculaire par hydrolyse, la fissuration osmotique,

le choc hygrothermique et les dommages localisés à l'interface fibre/matrice [48] .

## VI.4.2 Interactions physico-chimiques

Les données expérimentales présentent la valeur moyenne de 10 échantillons testés et la courbe ajustée est tracée en utilisant la loi de Fick, figure VI.8. Le processus d'absorption des assemblages collés peut être divisé en trois phases. Au cours de la première phase, le taux d'absorption d'eau dans les joints collés est linéaire en fonction du temps de vieillissement et le taux d'humidité augmente rapidement avec le temps pour atteindre la valeur de 0,239 % en poids en 49 h. La teneur en humidité pendant cette période est principalement causée par la présence de défauts dans le matériau composite tels que des microfissures et des vides dans la matrice. Au cours de la deuxième phase, l'absorption d'humidité a évidemment ralenti pour atteindre le point de saturation avec 0,2875 % en poids en 400 h et a entraîné le décollement de l'interface résine/fibre et l'hydrolyse de la résine. Dans la troisième phase, la courbe d'absorption d'humidité montre que la diffusion d'humidité du composite atteint l'équilibre après environ 420 h de vieillissement. L'étude des mécanismes de

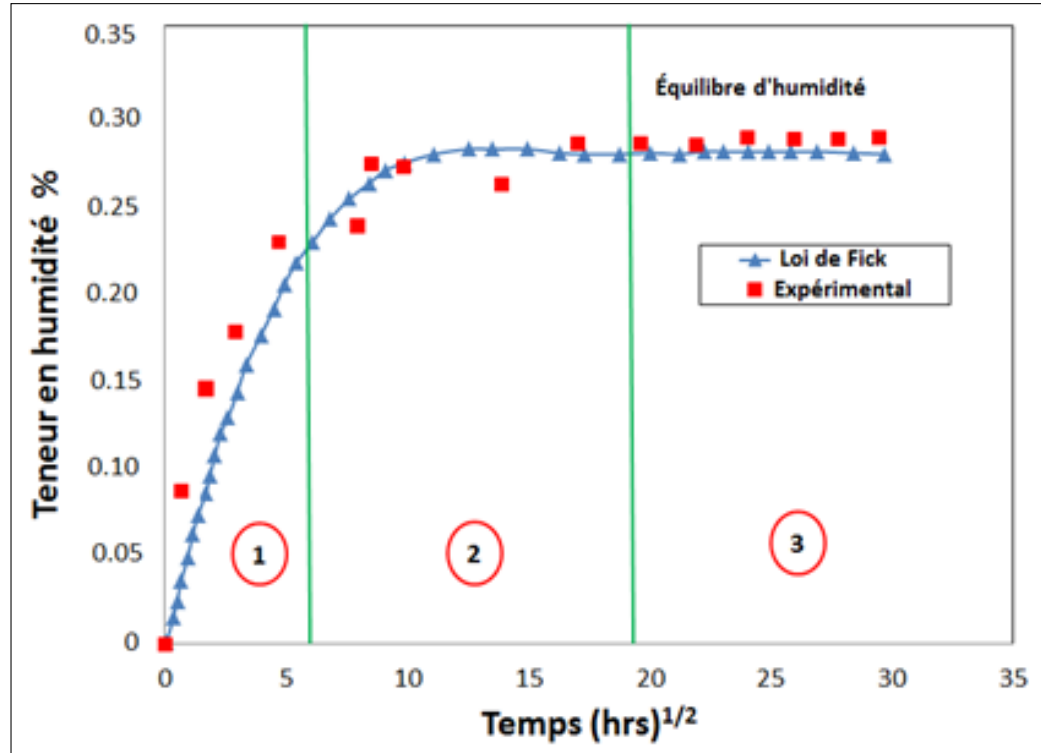


FIGURE VI.8 – Loi d'absorption d'humidité d'un assemblage collé.

dégradation des matériaux composites doit tenir compte des aspects chimiques et physiques du vieillissement. Les matériaux composites subissent un lent processus de

dégradation lorsqu'ils sont soumis à un vieillissement physique et chimique dû à la sorption des molécules d'eau. L'humidité agit à la fois comme plastifiant et comme agent favorisant l'hydrolyse, réduisant l'intégrité mécanique de la matrice d'ester à un degré qui dépend de la température à laquelle le matériau a été exposé. Cependant, si la plastification est un phénomène réversible qui disparaît au séchage, la dégradation chimique est irréversible. Les interactions chimiques qui se produisent pendant le processus de l'absorption de l'humidité sont principalement dues à l'hydrolyse et aux effets de lixiviation. Dans ce cas, l'eau décompose la chaîne ester et diffuse dans la matrice. Comme l'humidité ne peut pas pénétrer les fibres, le comportement de diffusion de l'humidité dans les composites est généralement affecté par les propriétés de la résine. Apicella et ses collègues [49] ont montré qu'il existe trois modes de sorption :

- Dissolution en masse de l'eau dans le réseau polymère.
- Absorption de l'humidité sur la surface des vacuoles qui définissent l'excès de volume libre de la structure vitreuse.
- Liaison hydrogène entre les groupes polymères hydrophiles et l'eau. Si les deux premiers modes sont consécutifs, un double comportement de sorption peut être détecté.

Dans notre cas, les effets de l'humidité entraînent des changements physiques et chimiques dans les composites verre/vinylester. Le mécanisme physique d'absorption est généralement observé comme un processus de diffusion de masse suivi de la loi de diffusion de Fick. Lorsqu'une résine vinylester absorbe l'eau, le degré de gonflement local dépend de la concentration locale de l'eau. Par conséquent, les régions les plus gonflées subissent une force de compression, tandis que les régions les moins gonflées subissent des forces de traction. Nous avons suivi l'évolution des dimensions des échantillons au cours du processus de vieillissement, figure VI.9 pour laquelle le gonflement décrit les changements volumétriques dus au seul taux d'humidité, indépendamment de la dilatation thermique. Gazit [50] a montré que l'augmentation du poids de l'échantillon était proportionnelle au changement des dimensions linéaire, et était la même pour tous les échantillons ayant les mêmes renforts à tous les niveaux d'humidité. Comme l'eau est polaire, elle est capable de former des liaisons hydrogène avec les groupes hydroxyles. Par conséquent, les liaisons hydrogène entre les chaînes peuvent être interrompues pour augmenter la longueur de la liaison hydrogène entre les segments. Ces mécanismes réduisent fondamentalement la température de transition vitreuse ( $T_g$ ) de l'échantillon humide et sont connus sous le nom de plastification et gonflement de la matrice polymère. Ces phénomènes sont couplés et dans certains cas sont à l'origine de dommages mi-



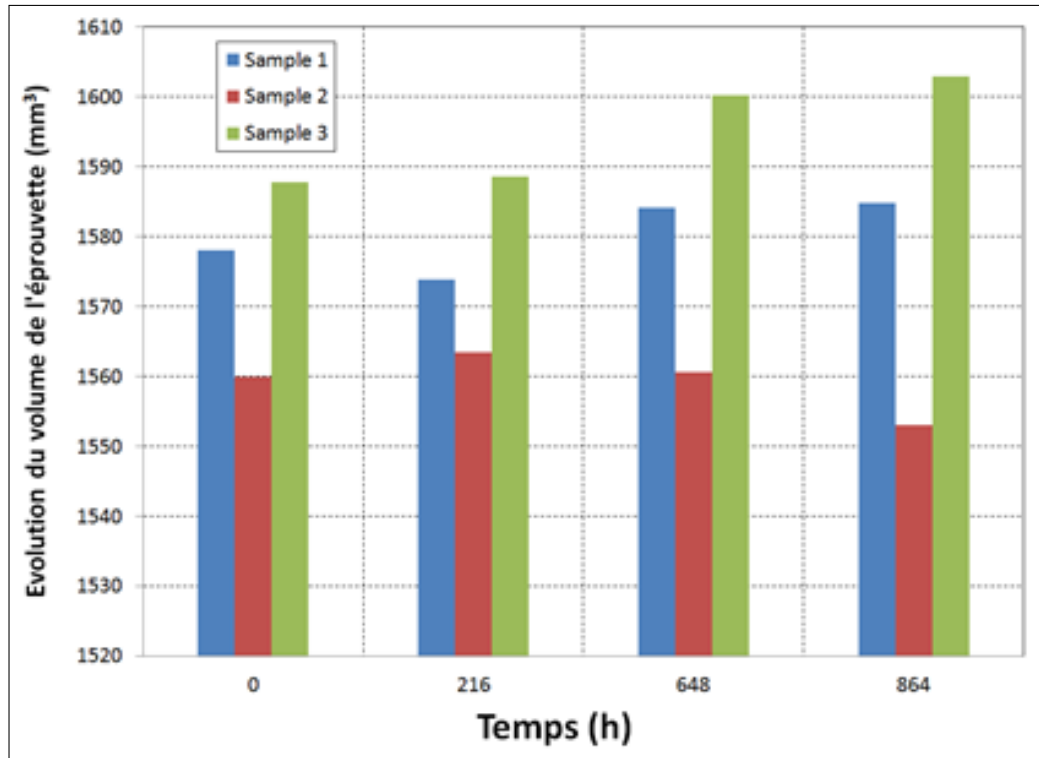


FIGURE VI.9 – Variation du volume de l'éprouvette en fonction du temps de vieillissement.

crostructuraux comme le décollement des fibres et la fissuration de la matrice [51]. D'autre part, dans la région riche en résine, le gonflement de la matrice est significatif. Ce phénomène entraîne une décohérence interfaciale entre la résine et les fibres. Dans d'autres travaux, Lee [52] montre que l'absorption d'eau provoque la plastification de la résine en même temps que le gonflement et la baisse de sa température de transition vitreuse. Ces effets accompagnent généralement les changements de module du matériau composite (comme le passage du module de relaxation à des temps plus courts). Les changements de module dus à l'eau peuvent être accélérés en augmentant la température.

## VI.5 Effets du vieillissement hygrothermique sur le comportement dynamique

### VI.5.1 Comportement Mécanique

Afin de s'assurer de la reproductibilité des essais dynamiques, chaque essai a été répété au moins trois fois pour un échantillon de l'assemblage collé, figure VI.10.

La variation de la vitesse de déformation et de la contrainte en fonction du temps sont tracées pour analyser la réponse mécanique des éprouvettes sous différentes pressions d'impact. En plus les courbes de forces et de vitesses confirment la validité des essais dynamiques. D'autre part, les forces incidentes et les profils de vitesse montrent simultanément l'apparition du deuxième pic, ce qui signifie la présence de dommages macroscopiques dans le cas d'un essai endommageant. L'humidité et

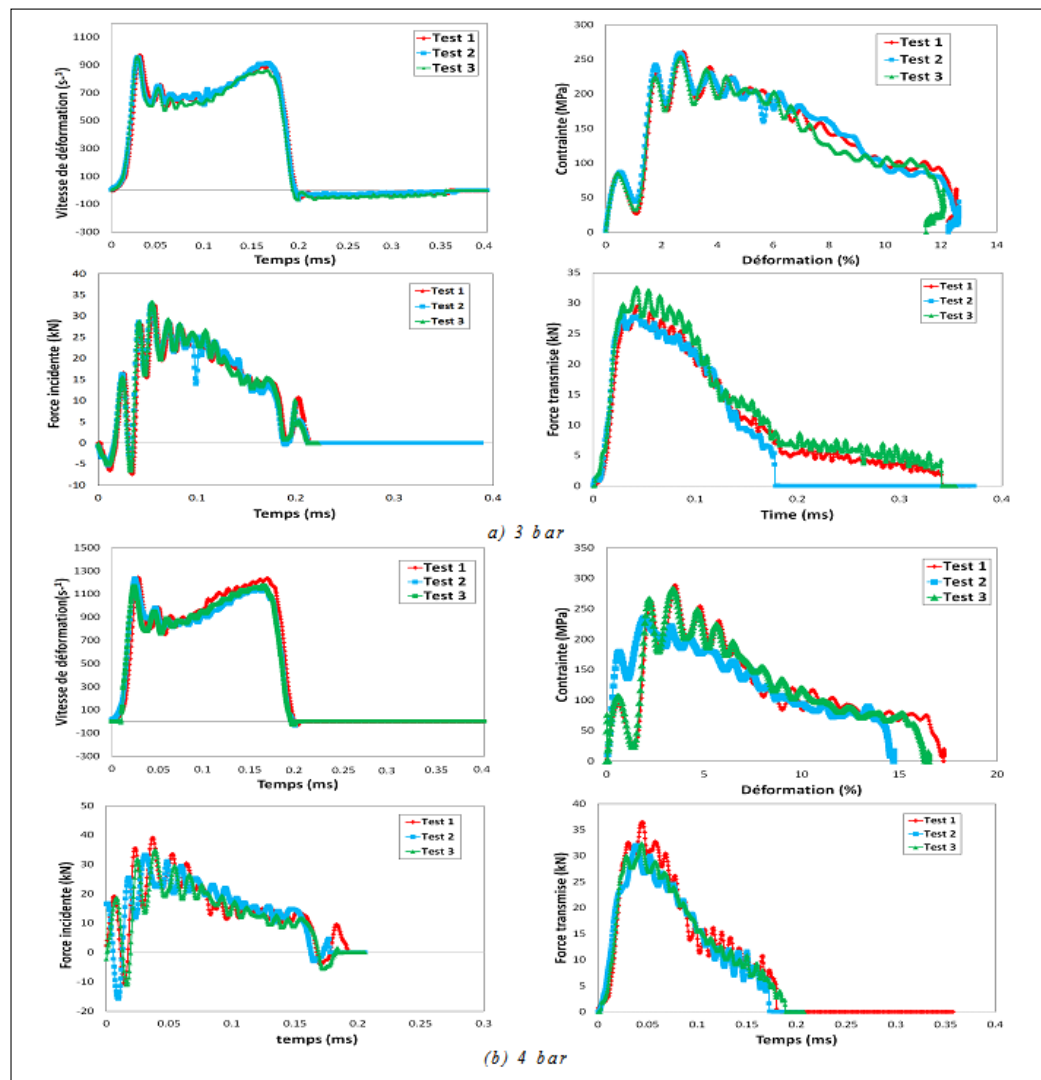


FIGURE VI.10 – Reproductibilité des essais pour différentes pressions d'impact,  $t=648h$ .

la température peuvent affecter les propriétés élastiques et thermoplastiques d'un matériau. En effet, une augmentation de l'humidité et de la température accélère le mouvement moléculaire du matériau, modifié la forme et le volume des composites. L'effet du temps de vieillissement, de 0 h à 864 h, sur la réponse dynamique des joints composites collés soumis à une compression dynamique dans le plan de 1, 2,

3, 4 bars respectivement, est présenté dans la figure VI.11.

La figure VI.12 montre que le comportement sous compression dynamique des as-

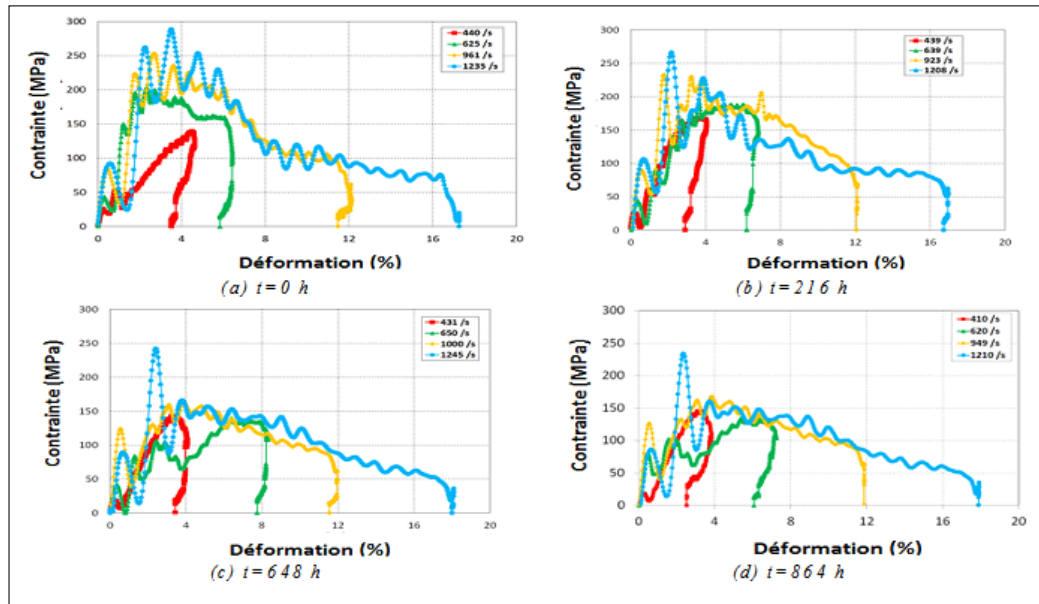


FIGURE VI.11 – Courbes contrainte-déformation pour différents temps de vieillissement.

semblages composites est fortement influencé par la vitesse de déformation et le temps de vieillissement. On observe également que l'influence de l'humidité sur les courbes expérimentales contrainte-déformation sont comparativement plus importante à une vitesse de déformation faible qu'à une vitesse de déformation élevée. Ceci montre clairement que les propriétés dominantes de la matrice sont plus sujettes à la vitesse de déformation que les propriétés des fibres pour les échantillons secs et humides. La contrainte maximale correspond à la contrainte ultime et à l'apparition de dommages dans les échantillons, cela signifie que les échantillons perdent leur capacité à résister à une sollicitation mécanique. On remarque aussi que les courbes contrainte-déformation sont similaires sur la partie élastique pour tous les essais de l'impact, avec déformation récupérable et sans aucun dommage. D'autre part, on constate que dans le cas d'essais non endommageant, les échantillons retournent à l'état initial avec une déformation plastique presque négligeable alors que dans le cas des échantillons endommagés, l'apparition de la première crête dans la réponse élastique montre le début des modes d'endommagements microscopiques tels que la fissuration de la matrice. La fissuration de la matrice dans le plan favorise également le microflambement et le broyage des fibres, ce qui a entraîné le décollement, le délaminage et la rupture finale des fibres. L'apparition du deuxième pic dans les courbes de vitesse de déformation confirme la présence de l'endommagement macro-

scopique [53]. On peut conclure que la région initiale de la non-linéarité des courbes contrainte-déformation est principalement due à la nature viscoélastique de la résine polyester, alors que la non-linéarité avant la rupture finale est due à la fissuration de la matrice et à la diminution du module élastique. Cette dégradation des propriétés est due au temps de vieillissement et à l'augmentation du taux d'humidité dans le composite. Les résultats de l'étude ont également indiqué une plastification de la matrice qui s'est traduite par une ductilité accrue des échantillons et une pente réduite des courbes contrainte-déformation. De toute évidence, la réponse de la vitesse de déformation est sensible à la pression d'entrée  $P$  dans la chambre d'air comprimé, figure VI.12. Dans un premier temps, la vitesse de déformation augmente rapidement et atteint une valeur maximale qui dépend de la pression d'impact. Ensuite, elle diminue et tend à descendre à zéro pour les pressions d'impact de 1 et 2 bar. Pour ces pressions d'impact, la chute du taux de déformation passe par des valeurs négatives, qui correspondent au retour élastique de l'échantillon. Cependant, l'augmentation de la pression d'impact (3 et 4 bar) montre que le taux de déformation présente un 2ème pic qui est la caractéristique principale de ces courbes de détection de la présence de l'apparition de dommages macroscopiques comme il a été démontré par Tarfaoui et al. [3-12]. La présence du deuxième pic peut être attribuée à la rupture intralaminare et/ou interlaminare de l'échantillon. Après avoir atteint la contrainte ultime, on peut observer des oscillations plus prononcées dans la partie non linéaire qui correspond à la propagation du dommage et à son accumulation avec une contrainte croissante à l'échelle macroscopique.

La variation de la vitesse de déformation en fonction du temps a été tracée pour un temps de vieillissement de 0 h à 864h à différentes pressions d'impact pour tous les échantillons de de l'assemblage collés. Les dommages ne sont devenus visibles que pour les pressions d'impact élevées, ce qui peut être justifié par la présence d'un deuxième pic dans le signal et est devenu plus évident avec une augmentation des pressions d'impact, reflétant l'accumulation des modes de défaillance dans l'éprouvette. En revanche, pour une faible pression d'impact, il n'y a qu'une déformation "plastique" résiduelle due à la microfissuration de la matrice. Les échantillons testés ont été endommagés par le flambage des fibres à faible vitesse de déformation et ont montré une séparation et une délamination interfaciale pour des vitesses de déformation élevées. L'humidité absorbée a entraîné la plastification de la matrice polymère, modifié l'état de stress et dégradé l'interface fibre/matrice. Par conséquent, une analyse critique de l'absorption d'eau et du comportement de désorption est nécessaire pour prédire les performances à long terme des matériaux et de la structure. Par exemple, récemment, une étude a été menée pour étudier le comportement de diffu-

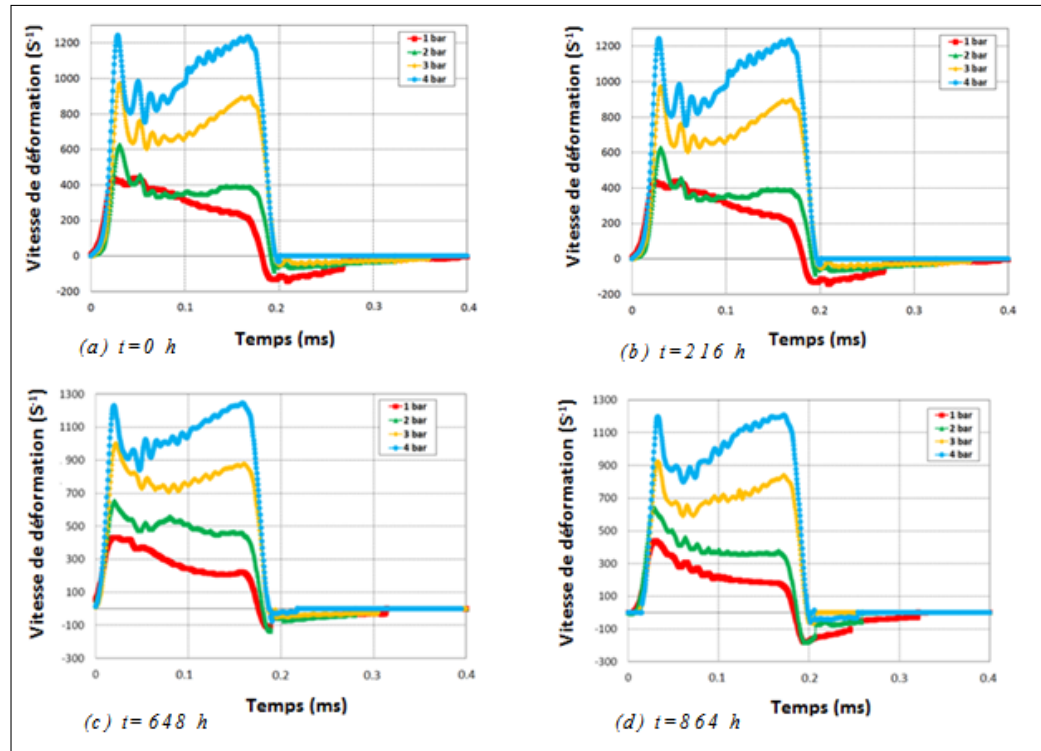


FIGURE VI.12 – Courbes de vitesses de déformation pour différents temps de vieillissement.

sion d'un composite tressé 3D à l'aide de modèles par éléments finis [54].

Les figures VI.14, VI.15, VI.16 montrent les variations temporelles typiques des forces et vitesses incidentes et transmises en fonction du temps de vieillissement. On peut noter que les hypothèses d'équilibre sont raisonnablement respectées car les forces incidentes et transmises sont assez similaires pour les différents types d'essais avec et sans endommagement. Cependant, pour chaque vitesse de déformation, une petite différence entre les forces incidentes et les forces transmises est marquée. Ceci peut être attribué non seulement à l'auto-installation de l'échantillon assemblé entre les barres mais aussi au parallélisme des facettes des échantillons en contact avec les barres qui n'est pas garanti à 100%, comme le montrent les travaux précédents [55,56]. Comme dans le cas de la vitesse de déformation, on peut voir que les profils de force et de vitesse incidente révèlent clairement l'apparition d'un deuxième pic qui caractérise la présence de dommages macroscopiques pour les essais avec endommagement, comme mentionné précédemment. Il convient de souligner ici que non seulement la vitesse de déformation, mais aussi la réponse à la force incidente et à la vitesse sont sensibles à la détection des dommages dans l'échantillon composite lors d'une sollicitation dynamique.

D'autre part, les résultats montrent la sensibilité du matériau à la vitesse de dé-

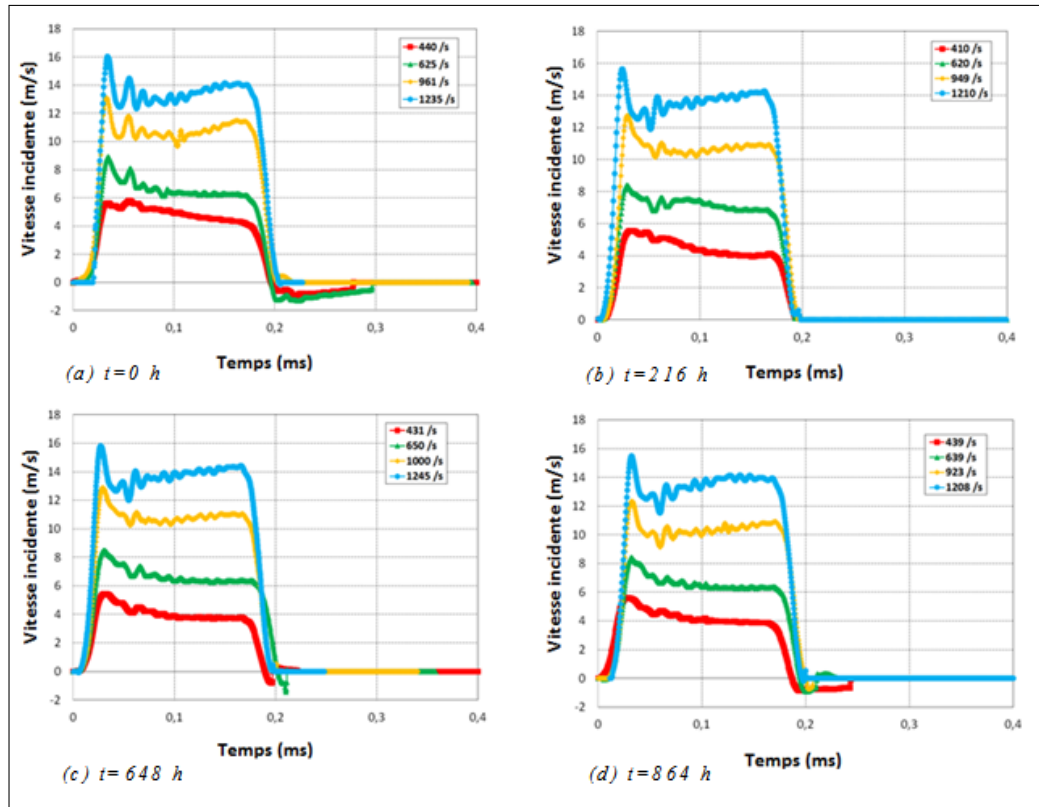


FIGURE VI.13 – Vitesse incidente vs temps.

formation. On voit bien que les durées de forces et de vitesses incidente et transmise respectivement diminuent avec l'augmentation de la vitesse de déformation lors des essais de compression dynamique, sauf pour le temps de vieillissement  $t=216$ h. Ceci peut s'expliquer comme suit : à des vitesses de déformation plus faibles et au début de vieillissement, le matériau a beaucoup de temps pour réagir et résister au processus de création et d'accumulation des dommages. Cependant, à une grande vitesse de déformation la plus élevée, le matériau a peu de temps pour répondre et ceci est dû à l'accumulation des dommages, comme le montre la figure 18 pour les temps de vieillissement ( $t=648$  et  $864$ h). Nous verrons en détail les modes d'endommagement des éprouvettes assemblées lors des essais de compression dynamique sous différents temps de vieillissement dans la section suivante.

À notre connaissance, aucune étude ne propose de modèles empiriques constitutifs traduisant l'effet du taux de déformation sur les paramètres dynamiques des joints collés sous l'effet de vieillissement en raison de la rareté des données expérimentales fiables, en particulier pour les essais dynamiques. Cependant, l'effet de la vitesse de déformation sur les paramètres d'endommagement des métaux [57] et des composites [58-60] a récemment été proposé dans le but de modéliser le comportement

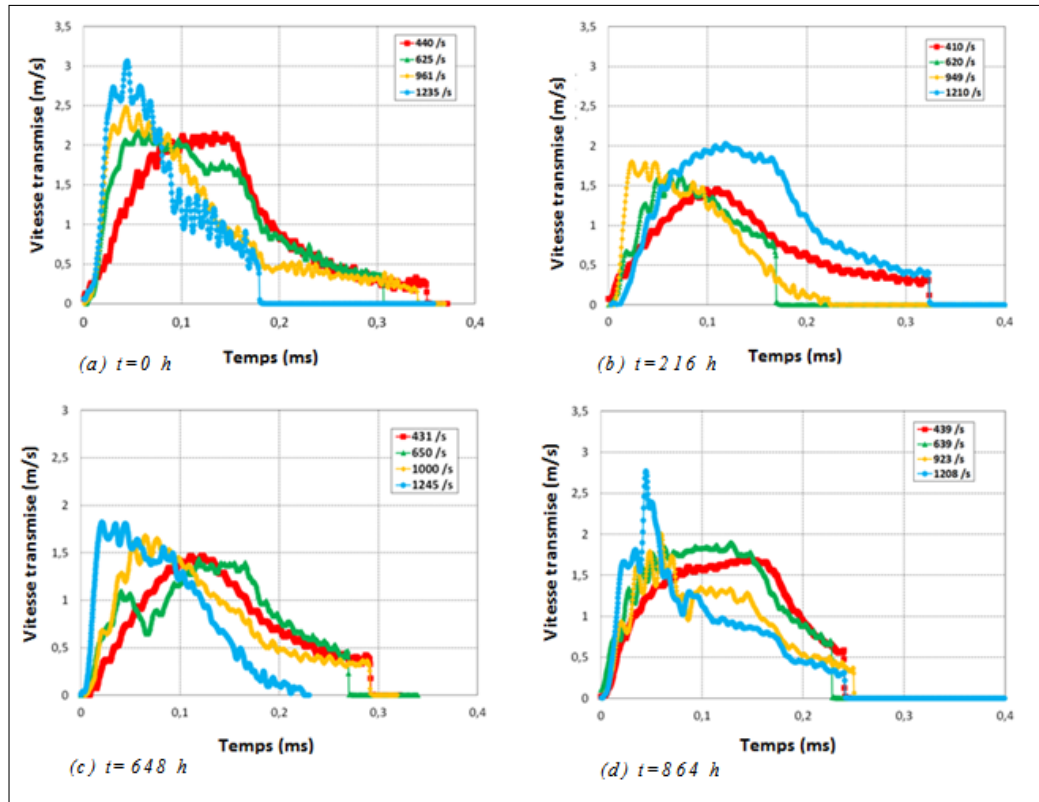


FIGURE VI.14 – Vitesse transmise vs temps.

dynamique du matériau soumis aux essais d'impact. Dans cette étude, nous proposons des lois empiriques décrivant la dépendance des paramètres dynamiques des joints collés sur la pression d'impact et sur la vitesse de déformation soumise à un essai de compression dynamique dans le plan pour les différents temps de vieillissement. Pour simplifier les représentations graphiques, le taux de déformation et le maximum de contrainte est donné par rapport à la pression d'impact. La figure VI.17 montre les tendances obtenues des dépendances de la vitesse de déformation de la pression d'impact et le temps de vieillissement. L'évolution du taux de déformation est approximée par une équation quadratique. Cette évolution montre deux phases : une première phase  $1\text{bar} \leq P \leq 2\text{bar}$  où l'augmentation est moins marquée et la deuxième phase où l'augmentation est rapide. D'autre part on peut voir que la rigidité du matériau est sensible à la vitesse de déformation et le temps de vieillissement. Il est intéressant de noter que ces équations non linéaires ont été générées à partir des courbes empiriques de la réponse du matériau vieilli sous l'action d'une compression dynamique. Ils sont similaires aux équations quadratiques obtenues décrivant les évolutions du comportement dynamique du composite verre/époxy en compression dynamique [57,58].

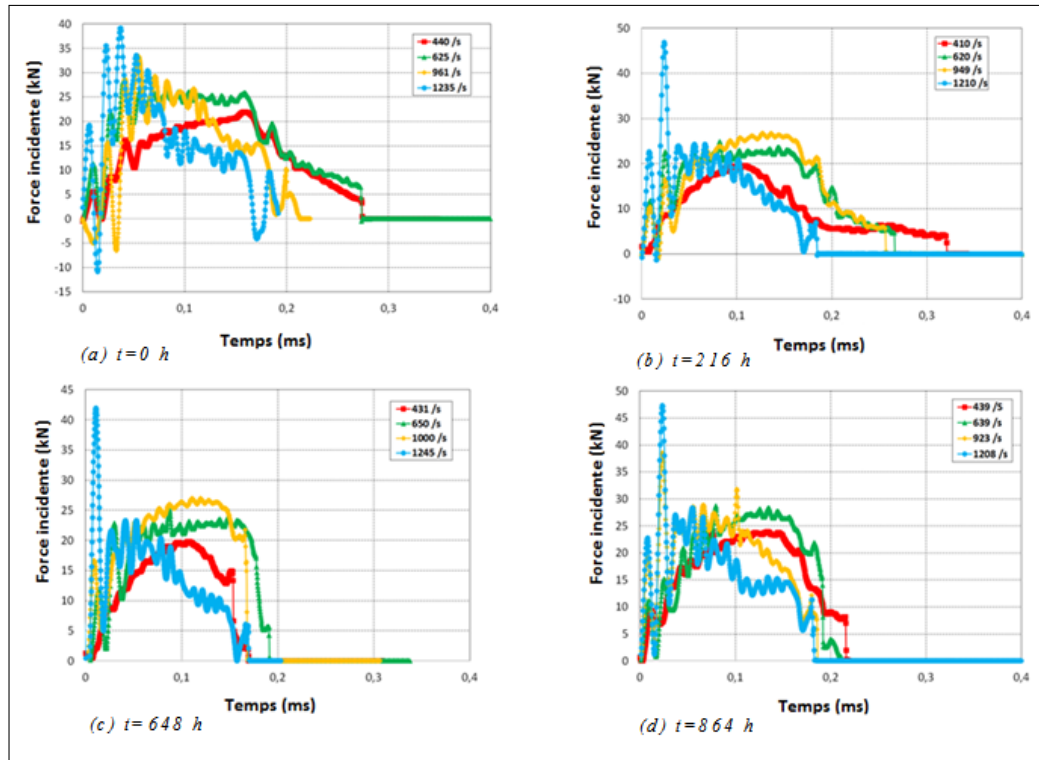


FIGURE VI.15 – Force incidente vs temps.

## VI.5.2 Modes d'endommagement

Un système de caméra FASTCAM à grande vitesse est utilisé pour dresser l'histoire de l'endommagement des échantillons. La figure VI.18 présente les modes d'endommagement des éprouvettes testées sous compression dynamique dans le plan pour les cas de pression (3bar et 4bar). Pour une étude post-impact, le microscope optique (OM) et le microscope électronique à balayage (SEM) ont été utilisés pour visualiser les différents modes de dommages. OM a fourni des informations sur la microstructure et SEM a donné des informations détaillées sur la matrice, les fibres et les interfaces fibre/matrice des joints composites collés. Il est noté que la fibre et la matrice sont étroitement liées avant le vieillissement hygrothermique. Les dommages ont été causés par la formation d'une bande de cisaillement en forme de "V" et par l'apparence de délaminage à son extrémité. Au fur et à mesure que le mécanisme d'endommagement progressait, il a révélé une rupture de la matrice, un arrachement des fibres et un délaminage important entre les plis. Des microfissures sont apparues à l'interface entre la matrice et la fibre de l'échantillon vieilli pendant 216 heures, comme le montre la figure la figure VI.19. Le détachement de l'interface s'est développé et a progressé sous la forme de longues fissures à mesure que le temps de vieillissement hygrothermique augmentait à 864 heures au maximum. La dégra-



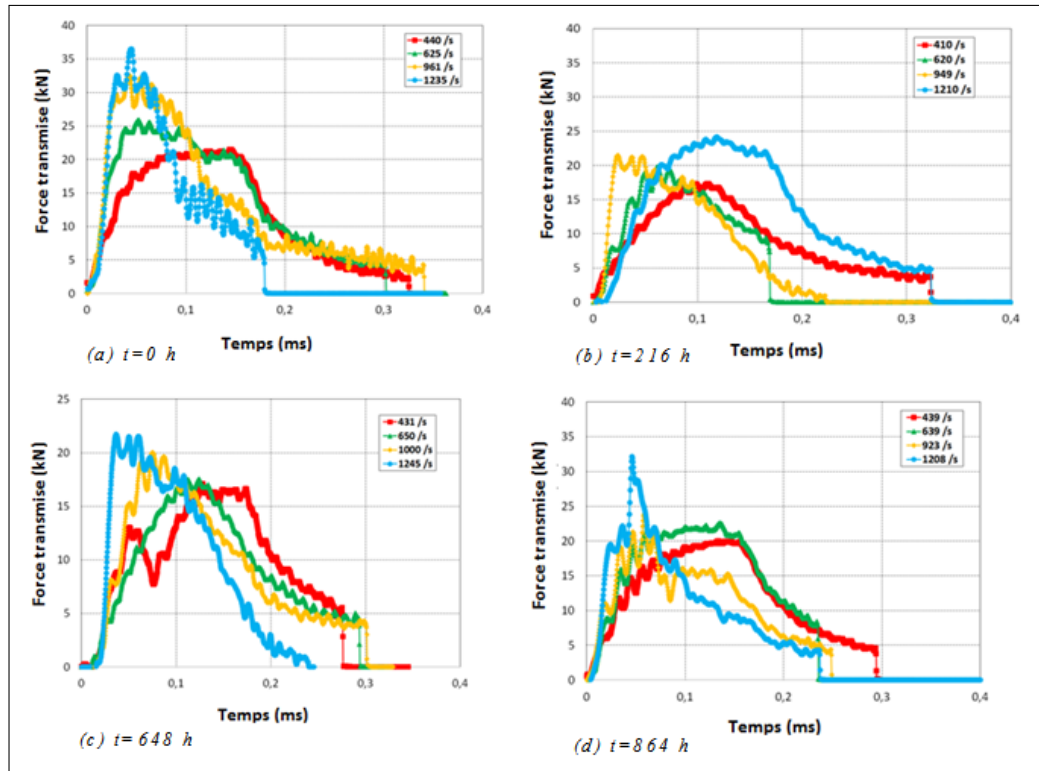


FIGURE VI.16 – Force transmise vs temps.

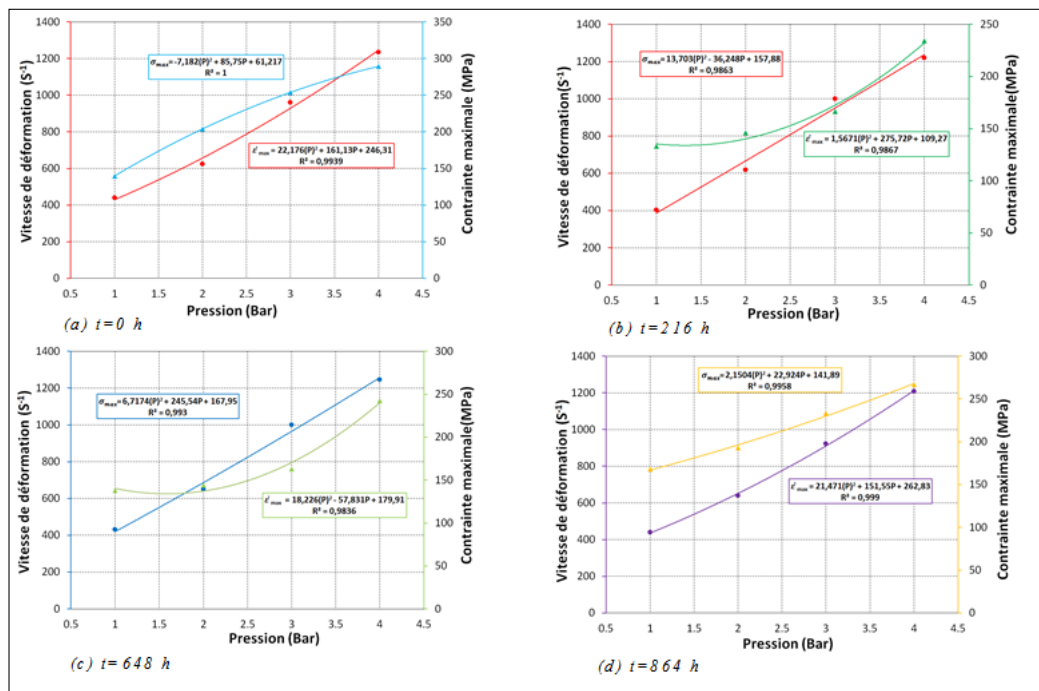


FIGURE VI.17 – Variation de la contrainte maximale et la vitesse de déformation en fonction du temps de vieillissement.

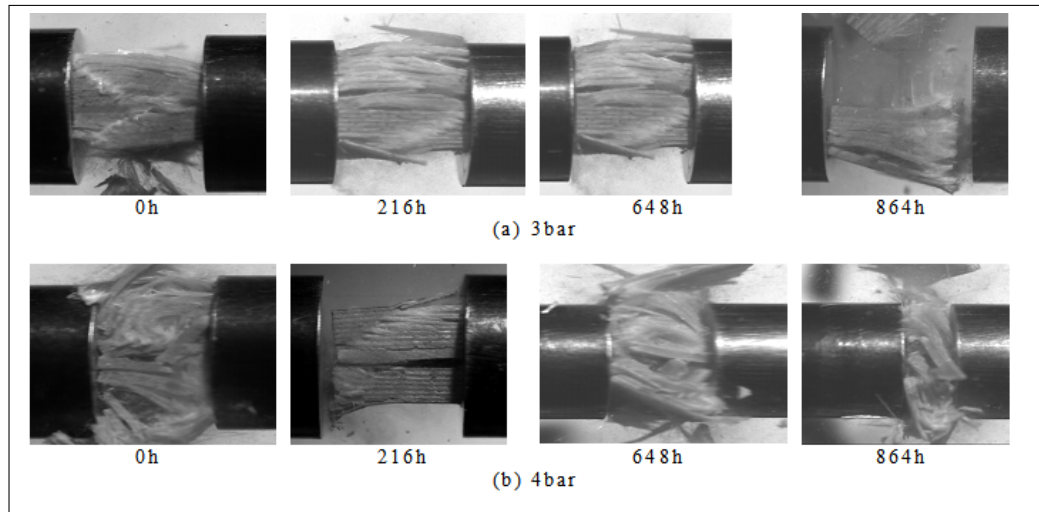


FIGURE VI.18 – Observation de l'endommagement avec la caméra rapide.

dation interfaciale évidente entre l'adhésif et le composite a été détectée en raison de l'effet de l'humidité. De plus, les résultats indiquent que l'effet hygrothermique a causé des modifications chimiques, des changements dimensionnels (gonflement) et une plastification dans la matrice et une perte de la force interfaciale entre les ensembles adhésif/composite. De plus, le lien fibre/matrice s'est affaibli avec l'augmentation du taux d'humidité. Tous ces facteurs ont montré un effet sur la résistance à l'impact de l'assemblage. Les différents modes d'endommagement observés avec le microscope optique peuvent être résumés par :

- Une zone d'endommagement en forme de V
- Un endommagement cohésif : délaminage
- Un endommagement de l'adhésif
- Un cisaillement à travers les couches
- Une fissuration transversale dans les couches
- Des fissures dans les couches externes par effet de flambement
- Une fissuration par cisaillement interne

La figure VI.20 présente l'effet de la teneur en humidité sur la résistance à la rupture à chaque pression d'impact. Dans tous les cas, la résistance maximale augmente en fonction de la pression d'impact pour tous les temps de vieillissement. L'augmentation de la résistance et du module indique que le matériau devient relativement fragile et plus rigide [51]. Cependant, les résultats montrent également que la résistance à la rupture diminue en augmentant le temps de vieillissement pour chaque pression d'impact, ce qui s'explique par le fait que la température et l'humidité modifient considérablement le composite et l'affaiblissent. La plastification de la matrice est le

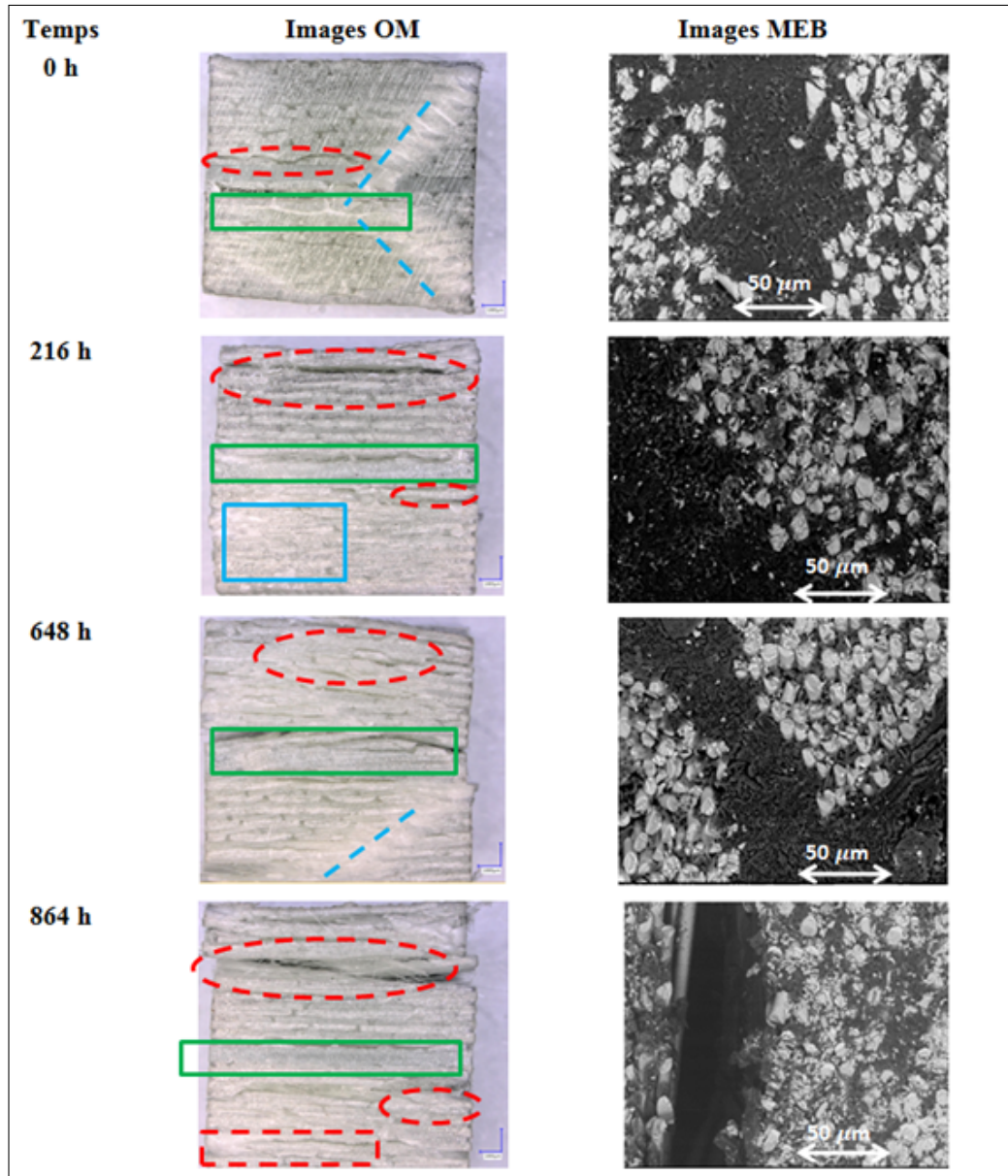


FIGURE VI.19 – Visualisation des images OM et MEB à P=3 bar.

principal facteur expliquant cette diminution des propriétés à haute vitesse de déformation. Par conséquent, le comportement de la matrice joue un rôle plus important et est plus sensible à la vitesse de déformation que la fibre dans la détermination de la réponse du matériau à des vitesses de déformation élevées.

### VI.5.3 Étude énergétique

Dans cette partie, une étude énergétique a été réalisée pour établir le bilan énergétique et quantifier la dissipation d'énergie. L'énergie incidente est l'énergie cinétique

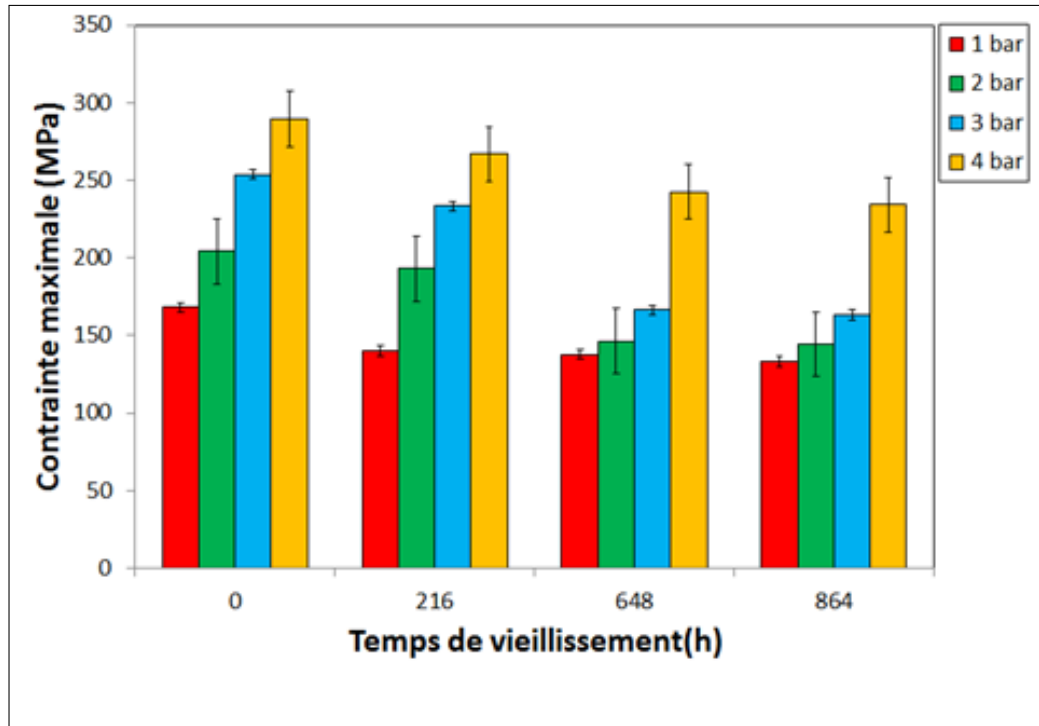


FIGURE VI.20 – Contrainte maximale vs temps de vieillissement.

de l'impact et c'est la quantité totale d'énergie disponible au début. Au niveau de l'interface barre/échantillon, une partie de cette énergie est absorbée par l'échantillon et peut provoquer une déformation plastique ou différents modes d'endommagement, ce qui peut entraîner une dissipation thermique. L'énergie restante correspond à l'énergie réfléchiée et transmise et peut être déterminée à partir du profil de déformation mesuré.

#### VI.5.4 Énergie absorbée lors d'un essai d'impact

Les structures composites ont une capacité d'absorption d'énergie supérieure à celle des métaux [61]. L'amélioration de l'absorption d'énergie pour des structures composites bien conçues passe par une série de procédés, y compris la multiplication de micro et macro fissures, tandis que les métaux sont écrasés par une série de mécanismes de flambage [62]. L'étude du phénomène de dissipation d'énergie des matériaux composites lors de l'impact a fait l'objet de plusieurs études scientifiques, notamment dans le domaine automobile [63]. Dans la littérature traitant du comportement des matériaux composites lors d'un impact dynamique, il ressort que les caractéristiques d'absorption d'énergie sont souvent définies en termes d'énergie absorbée par l'impact. Baucom et al. [64-66] ont étudié l'absorption d'énergie et la

perforation dans les composites tissés 2D et 3D de densité de surface similaire lors d'impacts multiples. Les auteurs ont conclu que bien que l'absorption d'énergie des premiers impacts ait été similaire, les composites tissés 3D ont résisté à plusieurs impacts avant perforation et ont absorbé plus d'énergie en raison du renfort suivant l'épaisseur.

D'autre part, la dissipation d'énergie dans les structures est le résultat d'un processus de dissipation irréversible dans lequel l'énergie est transformée d'une forme à une autre et l'entropie est produite. La transformation et la dissipation de l'énergie sont liées à la déformation permanente et aux dommages au sein d'un matériau élastoplastique. La dissipation de l'énergie mécanique qui est introduite dans les structures présentant un comportement élastoplastique par des excitations statiques ou dynamiques est particulièrement intéressante à cet égard. Farren et Taylor [67] et Taylor et Quinney [68] ont effectué les premiers travaux sur la dissipation plastique. Ils ont effectué des expériences sur les métaux et ont prouvé qu'une grande partie, mais pas la totalité, de l'énergie mécanique d'entrée est convertie en chaleur. La partie restante du travail plastique non récupérable est connue sous le nom d'énergie stockée du travail à froid. Le ratio du travail plastique converti en chaleur (coefficient de Quinney-Taylor), habituellement désigné par  $\beta$ , a été utilisé dans plusieurs travaux ultérieurs. D'après la majorité des données expérimentales, ce rapport a été déterminé comme étant une constante entre 0,6 et 1,0 [69,70]. Plus récemment, Rittel [71,72] a publié plusieurs articles perspicaces sur la dissipation d'énergie (génération de chaleur) des polymères lors d'un chargement cyclique, présentant des travaux expérimentaux et théoriques. Rosakis et al. [73] ont présenté un modèle constitutif des métaux basé sur la thermoplasticité, capable de calculer l'évolution de la dissipation d'énergie.

L'absorption d'énergie dans les matériaux composites fait actuellement l'objet de plusieurs travaux de recherche car les propriétés des matériaux composites peuvent être conçues pour fournir des capacités d'absorption d'énergie spécifiques supérieures à celles des métaux et peuvent donc constituer une alternative intéressante en remplacement de nombreux matériaux traditionnels dans les applications de résistance aux chocs. De plus, la flexibilité de conception et la réduction du poids sont certainement des gros avantages, en particulier pour les industries aéronautique et automobile. Des études antérieures [74] ont montré que les mécanismes d'absorption d'énergie dans les matériaux composites sont plus complexes que ceux observés dans les matériaux conventionnels et indique la présence d'endommagement de type fissuration de la matrice, délaminage et rupture des fibres. En plus des propriétés du matériau, en cas de contact, l'énergie dissipée dépend des facteurs géométriques.

L'énergie d'absorption repose sur plusieurs paramètres tels que : le type de fibre, le type de matrice, l'architecture des fibres, la géométrie de l'échantillon, les conditions de traitement, la fraction volumique des fibres et la vitesse d'impact. L'énergie incidente (énergie d'impact) est l'énergie totale disponible au début et correspond à l'énergie cinétique apportée par l'impacteur. A l'interface barre/éprouvette, une partie de cette énergie est absorbée par l'éprouvette et peut provoquer une déformation plastique ou des dommages sous différentes formes, ce qui peut à son tour générer de la chaleur, laquelle est liée à l'apparition de dommages microscopiques et macroscopiques. L'énergie restante correspond à l'énergie réfléchie et transmise et peut être déterminée à partir du profil de déformation mesuré. L'énergie absorbée peut être décrite comme :

$$W_{abs} = W_{inc} - (W_{trans} - W_{ref}) \quad (VI.10)$$

$W_{abs}, W_{inc}, W_{ref}$  et  $W_{trans}$  désignent respectivement l'énergie d'absorption, l'énergie incidente et l'énergie réfléchie et transmise. L'expression de  $W_{inc}, W_{ref}$  et  $W_{trans}$  est donnée comme :

$$W_{inc} = \frac{A}{\rho c} \int_0^t \sigma_i^2(t) dt \quad (VI.11)$$

$$W_{ref} = \frac{A}{\rho c} \int_0^t \sigma_r^2(t) dt \quad (VI.12)$$

$$W_{trans} = \frac{A}{\rho c} \int_0^t \sigma_t^2(t) dt \quad (VI.13)$$

La figure VI.21 montre une énergie typique absorbée par l'échantillon à une pression d'impact de 4bar pour une durée de vieillissement de  $t=648h$ . Les courbes énergie-temps représentatives de l'échantillon de l'assemblage collé vieillis indiquent que l'énergie incidente et l'énergie réfléchie augmentent rapidement par rapport à l'énergie transmise et absorbée lors de la propagation de l'onde de déformation et que leurs valeurs restent stables après avoir atteint une certaine valeur, et l'apparition de l'énergie d'absorption maximale indique la présence de l'endommagement de l'assemblage. De nombreux travaux de recherche indiquent qu'il existe une relation entre les modes d'endommagement et les caractéristiques d'absorption d'énergie [75]. Les résultats ont montré que l'effet de l'énergie d'impact sur l'énergie absorbée peut être résumé comme suit :

- Avec l'augmentation de l'énergie d'impact, le nombre de fissures de vient important et leur distribution tend à être uniforme, et l'énergie absorbée augmente, figure VI.21.

- La plus grande partie de l'énergie incidente est absorbée en raison de l'effet du vieillissement et de l'impédance relativement faible de ces matériaux. D'autre part, dans la partie initiale, l'énergie incidente augmente rapidement avec la propagation de l'onde de contrainte, mais l'énergie absorbée de l'assemblage collé a une légère augmentation avec l'extension de l'onde de contrainte. En effet, la majeure partie de l'énergie incidente est absorbée par les échantillons et seul un faible pourcentage de l'énergie incidente est transféré dans la barre transmise.

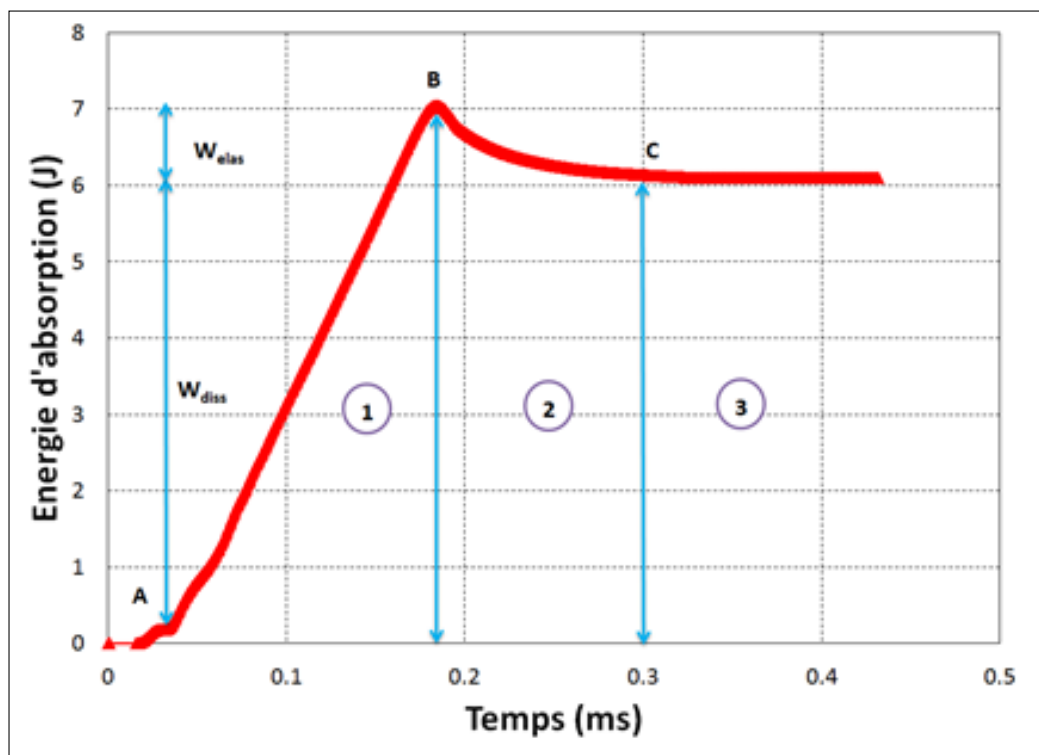


FIGURE VI.21 – Profil type de l'énergie absorbée ( $W_{abs}$ ).

Sur la figure VI.21, on peut identifier la présence de différentes zones :

- **Zone 1** correspond à la phase de chargement (AB) :  
 -L'échantillon absorbe l'énergie située au point B ( $W_{abs} = y_B - y_A$ )  
 -Cette énergie se compose d'une partie élastique et d'une partie dissipatrice irré récupérable.
- **Zone 2** correspond à la partie de décharge progressif :  
 -L'énergie élastique est réalisée jusqu'au point C ( $W_{ela} = y_B - y_C$ )
- **Zone 3** correspond à la fin du cycle (charge/décharge) :  
 Avec  $W_{abs}$  représente l'énergie dissipée de façon permanente dans le matériau.

Ainsi, l'énergie d'absorption est décomposée en une partie élastique et une partie inélastique irrécupérable. Elle peut être évaluée à l'aide de l'équation suivante :

$$W_{abs} = W_{elas} + W_{diss} \quad (\text{VI.14})$$

$W_{abs}$  est l'énergie absorbée par l'échantillon autre que l'énergie de déformation stockée et dépensée pour causer des dommages. La partie inélastique est consacrée à induire des dommages sous différentes formes telles que la fissuration de la matrice, la rupture des fibres, le délaminage ou la décohésion entre la fibre et la matrice. La courbe d'absorption d'énergie tend vers une valeur constante, après le premier cycle (signal transmis réfléchi par l'incident), qui représente l'énergie dissipée de façon permanente par les dommages dans l'échantillon.

La figure VI.22 montre l'énergie d'absorption pour un essai de compression pour une durée de vieillissement de 216h pour différentes pression d'impact. La fluctuation des profils représente le stockage et la libération de l'énergie de déformation pendant l'expérience. On voit clairement qu'à faible énergie d'impact, une partie importante de l'énergie d'entrée du  $W_{elas}$  est stockée pendant la phase de charge et libérée pendant la phase de décharge. On voit clairement que  $W_{abs}$  augmente lorsque la pression d'impact augmente, ce qui a un effet sur la libération de ( $W_{elas}$ ) pendant la phase de décharge. Ce dernier ( $W_{elas}$ ) constitue la plus grande partie des  $W_{abs}$  à une énergie d'impact faible, tandis que  $W_{diss}$  prend une fraction plus élevée de  $W_{abs}$  lorsque l'énergie d'impact augmente. Notons  $W_{elas}$  est nulle lorsque des dommages macroscopiques sont présents dans l'échantillon. On peut également remarquer que les parties de chargement des courbes pour les différentes pressions d'impact sont cohérentes et se chevauchent les unes les autres. D'autre part, il y a une augmentation de la pente avec l'augmentation de la pression d'impact, ce qui suggère que la réponse est conditionnée par la vitesse de déformation.

## VI.6 Développement et validation d'une approche numérique du phénomène de vieillissement

### VI.6.1 Vérification du modèle

Les techniques de modélisation prédictive sont de plus en plus utilisées pour fournir des informations sur les effets environnementaux sur les matériaux. Des for-



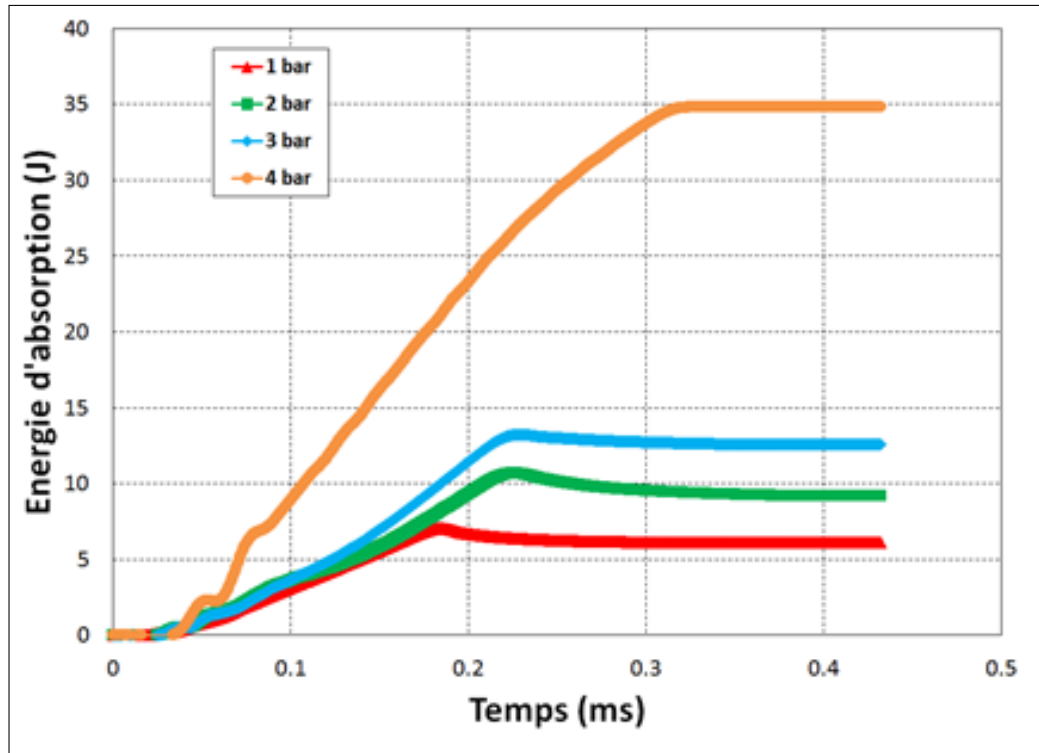


FIGURE VI.22 – Energie absorbée pour un temps de vieillissement  $t=216h$ .

modèles analytiques spéciales ont été développées pour déterminer la distribution et la teneur de l'humidité en fonction du temps. L'effet de l'humidité sur les propriétés mécaniques des adhésifs a été récemment étudié au moyen de la méthode des éléments finis (FEM). Le sujet est très compliqué, principalement en raison du couplage hydromécanique qui influence le comportement de l'assemblage. La diffusion en masse est considérée comme le principal processus de transport. Par conséquent, l'affaiblissement du joint dû à l'absorption d'humidité est supposé se produire par la plastification de l'adhésif et la rupture est de nature délaminage. La procédure de modélisation consiste à trouver la distribution temporelle et spatiale de l'humidité dans la couche adhésive. Le travail présenté dans cette partie porte sur la prédiction de la distribution de l'humidité par la méthode des éléments finis. Afin de vérifier la capacité de diffusion de masse avec le code de calcul ABAQUS, un problème unidimensionnel est analysé.

## VI.6.2 Formulation analytique

Afin de vérifier la capacité de diffusion de masse dans ABAQUS, un problème unidimensionnel est analysé. Une configuration typique d'un assemblage collé a été modélisée. Une représentation schématique de l'assemblage est illustrée à la figure

VI.23. Un coefficient de diffusion  $D_x$  de  $1.1E-12 \text{ m}^2/\text{s}$  a été utilisé comme valeur représentative pour les adhésifs structuraux [76]. Comme le problème est unidimensionnel, le seul gradient est le long de l'adhésif, d'où l'utilisation d'un maillage plan avec un seul élément dans la direction  $y$ . Le maillage est raffiné près du bord de l'adhésif où des gradients de concentration élevés sont attendus. L'équation de Fick

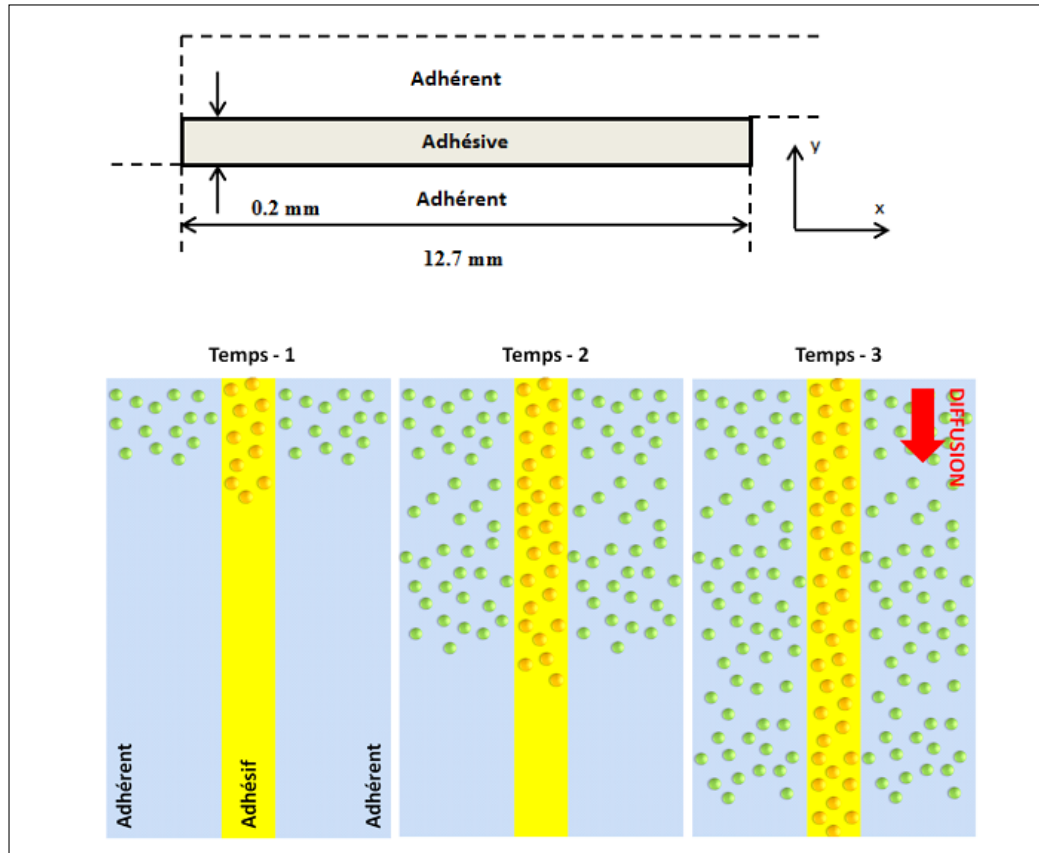


FIGURE VI.23 – Représentation schématique de l'assemblage.

pour le problème unidimensionnel est la suivante :

$$\frac{dc}{dt} = D_x \frac{d^2c}{dx^2} \quad (\text{VI.15})$$

Où  $c$  est la concentration et  $D_x$  le coefficient de diffusion. La solution de l'équation (1) est donnée par [77] :

$$\frac{c - c_i}{c_a - c_i} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{j=0}^{\infty} \frac{1}{(2j+1)} \sin \frac{(2j+1)\pi z}{h} \exp \left[ -\frac{(2j+1)^2 \pi^2 D_x t}{h^2} \right] \quad (\text{VI.16})$$

Avec  $c(t)$  est la concentration

### VI.6.3 Approche de modélisation numérique

Le code commercial d'élément finis ABAQUS est utilisé pour modéliser le processus de diffusion de masse, les équations régissant cette diffusion en utilisant ABAQUS étant une extension de la loi de Fick. Le modèle permet une solubilité non uniforme de la substance diffusante dans le matériau de base et une diffusion de masse entraînée par des gradients de température et de pression [78]. La variable de base de la solution est la concentration normalisée.

$$\varphi = \frac{c}{s} \quad (\text{VI.17})$$

Où  $c$  est la concentration en masse du matériau diffusant et  $s$  est sa solubilité dans le matériau de base. Ce type de définition permet à la fonction  $\phi$  d'être continu à travers l'interface entre les différents matériaux. Dans les assemblages considérés, la diffusion de masse à travers les substrats métalliques est supposée être négligeable et donc le modèle de diffusion ne comprend pas de matériaux dissemblables qui partagent des nœuds. En l'absence d'interfaces matériaux, la solubilité de l'adhésif est définie comme une unité de sorte que la concentration et la concentration normalisée sont équivalentes. Le choix du pas de temps initial est une question importante dans les problèmes de diffusion transitoire avec les éléments de second ordre. Comme il existe une relation entre le pas de temps minimal et la taille de l'élément spatial, des oscillations parasites peuvent se produire dans la solution lorsque le pas de temps initial est inférieur à une certaine valeur. ABAQUS ne fournit aucun contrôle sur l'incrément de temps initial défini et l'utilisateur doit donc s'assurer que la valeur donnée est appropriée. Un critère suggéré est [78] :

$$\Delta t \geq \frac{\Delta l^2}{6D} \quad (\text{VI.18})$$

Où  $D$  est la diffusivité et  $\delta l$  est une taille d'élément caractéristique. L'équation de l'élément finis est la suivante :

$$[K]\{\varphi\} + [M]\{\dot{\varphi}\} = \{F\} \quad (\text{VI.19})$$

$$[M] = \int [N]^T [N] d\Omega \quad (\text{VI.20})$$

$$[K] = \int [B]^T [D] [B] d\Omega \quad (\text{VI.21})$$

$$\{F\} = \int q [N]^T d\Omega \quad (\text{VI.22})$$

Avec  $[K]$  est la matrice de diffusivité de l'humidité,  $[M]$  est la matrice de vitesse de l'humidité,  $[N]$  est la fonction de forme ;  $\phi$  est la teneur en humidité nodale normalisée,  $\dot{\phi}$  est le taux de changement de la concentration d'humidité nodale normalisée et  $F$  est le vecteur d'écoulement de l'humidité. La matrice de diffusivité est donnée par :

$$[D] = \begin{bmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_z \end{bmatrix} \quad (\text{VI.23})$$

La matrice des dérivées des fonctions de forme  $[B]$  est donnée par :

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial[N]}{\partial x} \\ \frac{\partial[N]}{\partial y} \\ \frac{\partial[N]}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (\text{VI.24})$$

Comme le taux de variation de la concentration normalisée varie considérablement au cours de l'analyse, il est recommandé d'utiliser l'incrément du temps automatique pour l'analyse transitoire. Cela permet de modifier les incréments de temps afin de maintenir l'exactitude de l'intégration temporelle. La précision est contrôlée en spécifiant le changement de concentration normalisé maximum autorisé à n'importe quel nœud au cours d'un incrément. Enfin, l'analyse transitoire peut être interrompue par l'achèvement d'une période du temps spécifiée ou par l'atteinte de conditions d'équilibre. L'état d'équilibre est atteint lorsque la variation de toutes les concentrations normalisées est inférieure à un taux défini par l'utilisateur.

#### VI.6.4 Comparaison entre les résultats analytique et numérique

La concentration d'humidité sur la surface exposée de l'adhésif a été spécifiée instantanément au début de l'étape via le degré de liberté de concentration aux nœuds équivalents du maillage. Le processus de diffusion transitoire a été modélisé pendant une durée de 278 heures. L'analyse a été effectuée en trois étapes afin de comparer les résultats à des moments précis pendant la période transitoire : 10 heures, 100 heures et 278 heures. La variation de la concentration en fonction du temps déterminée par la méthode des éléments finis est illustrée à la figure VI.25. La comparaison avec les résultats analytiques de Shen et Springer [79] est excellente. La Figure VI.24 donne des clichés de l'évolution de la concentration à différents moment du processus de vieillissement. Pour le cas de notre étude, les données expérimentales ont été exprimées en pourcentage du gain de poids,  $M(t)$ . Toutefois,

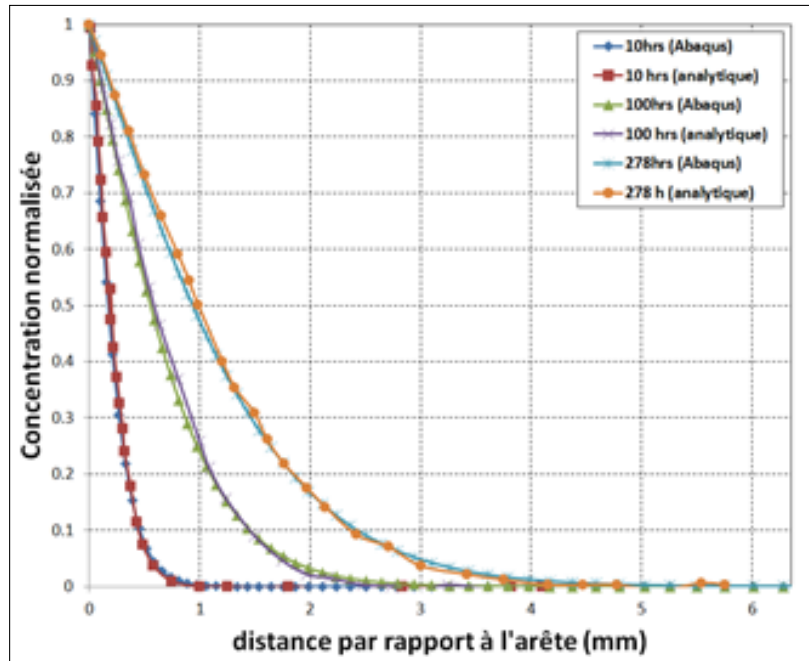


FIGURE VI.24 – Distribution de l'humidité le long de l'adhésif.

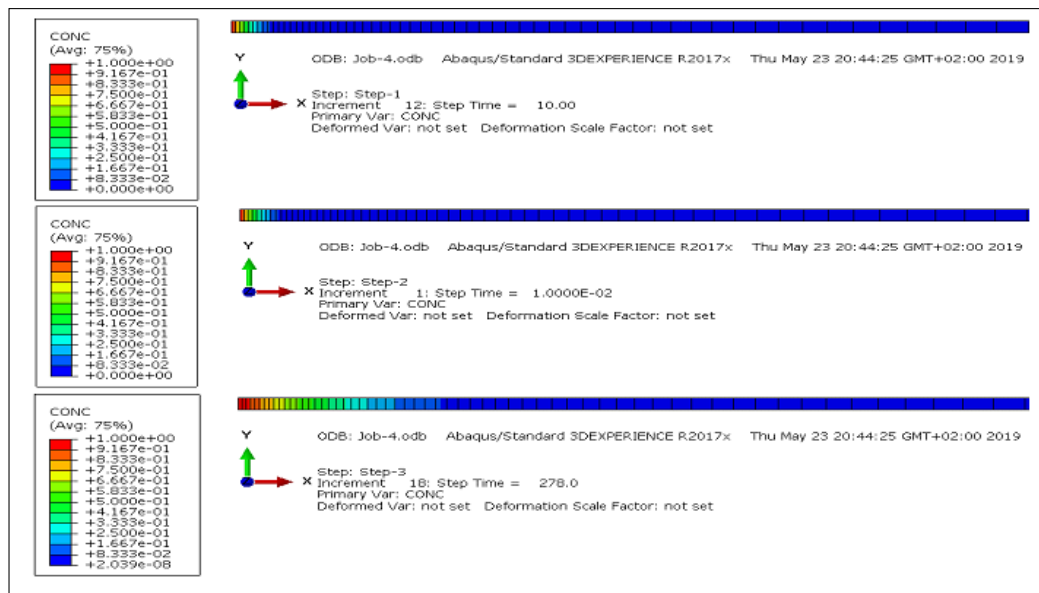


FIGURE VI.25 – Visualisation de la concentration d'humidité normalisée calculée par MEF.

l'analyse est effectuée en utilisant la concentration moyenne,  $C(t)$ , comme variable principale. Pour pouvoir comparer les résultats de la simulation avec les données expérimentales, les données sur le gain de poids ont été converties en concentration moyenne. La concentration moyenne a été calculée à l'aide de l'équation(VI.25).

Où  $\rho_{mat} = 1.9E-9$  tonne/mm<sup>3</sup> et  $\rho_{eau} = 9,83232E-10$  tonne/mm<sup>3</sup> sont les densités du matériau et de l'eau à 60°C, respectivement. Les résultats expérimentaux pour la concentration moyenne sont présentés à la figure VI.26, où l'on peut voir que la concentration à saturation est de 0,2875%.

$$C(t) = \frac{\rho_{mat}}{\rho_{eau}} M(t) \quad (VI.25)$$

Le modèle éléments finis calcule le pourcentage de la concentration à chaque point d'intégration. Ainsi, pour comparer les résultats, la concentration moyenne à l'ensemble de l'éprouvette à chaque incrément a été calculée à l'aide de l'équation (VI.26).  $C_i$  et  $V_i$  représentent respectivement la concentration et le volume au point d'intégration. La formule a été implémentée à l'aide d'un simple script Python qui permet, à partir de la base de données des résultats d'Abaqus, l'extraction des informations pertinentes.

$$C_i(t) = \frac{\sum_{i=1}^n c_i V_i}{\sum_{i=1}^n V_i} \quad (VI.26)$$

A titre de comparaison, la figure VI.27 montre les concentrations moyennes obtenues

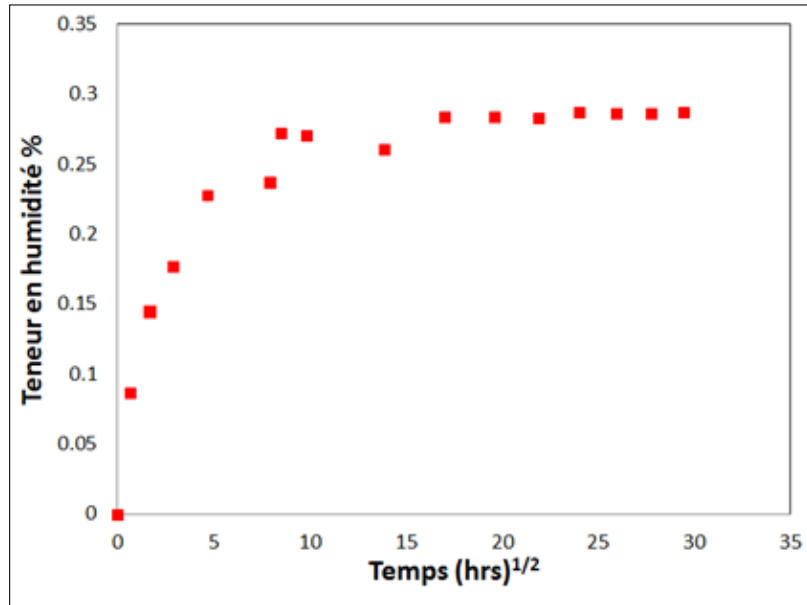


FIGURE VI.26 – Résultats des essais de vieillissement.

par le modèle et la solution analytique pour la diffusion de Fick. Les résultats numériques restent inférieurs aux valeurs expérimentales et analytiques qui confirment le modèle corrèle d'une façon satisfaisante avec les résultats théoriques et expérimentaux. La figure VI.28 montre les résultats numérique du processus de diffusion de l'humidité pour différents temps de vieillissement.

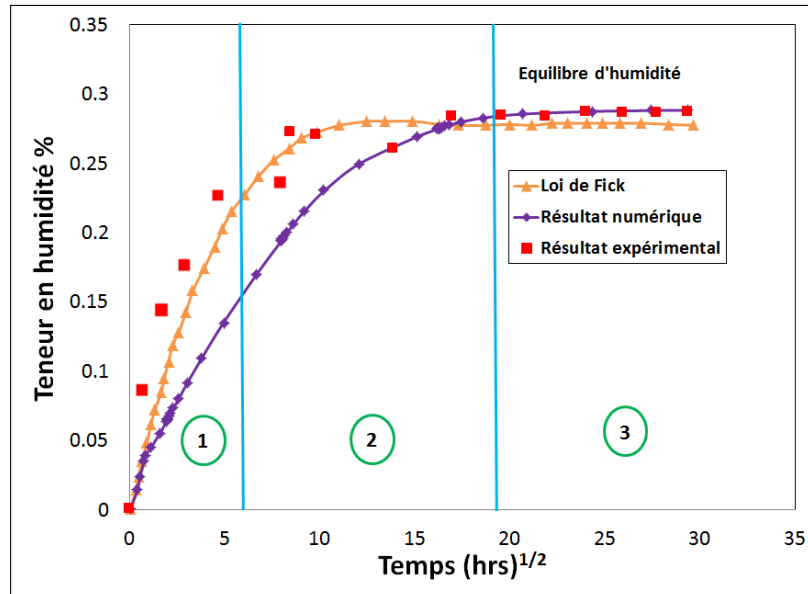


FIGURE VI.27 – Comparaison des modèles analytiques (Fick) et numériques avec l'expérimental.

## VI.7 Conclusion

Dans cette partie, les assemblages collés ont été vieillis à une température de 50°C et un taux d'humidité relative de 80% pour différentes périodes de temps, c'est-à-dire 0 h, 216 h, 648 h et 864 h. Les éprouvettes vieilles ont été ensuite sollicitées par une compression dynamique et les réponses contrainte-déformation ont été déterminées pour des vitesses de déformation allant de 445 à 1240 s<sup>-1</sup>. Les modes de défaillance ont été analysés par OM et SEM pour chaque échantillon. Le taux d'absorption d'humidité pour les assemblages collés était de 0,28 % en poids au niveau de la saturation. Dans tous les cas, la contrainte de rupture, la déformation à la rupture et le module initial semblent diminuer en augmentant l'absorption d'humidité et augmenter avec l'augmentation du taux de déformation.. Ceci est dû au fait que les propriétés de la matrice jouent un rôle plus important et sont plus affectées que les propriétés de la fibre. On peut conclure que les matériaux présentent une dépendance de la résistance à la vitesse de déformation et qu'il y a une augmentation considérable des paramètres dynamiques avec l'augmentation de la vitesse de déformation. Au fur et à mesure que la pression d'impact (la vitesse de déformation) augmente, les modes d'endommagement sont plus visibles, c'est-à-dire les fissures dans la matrice, le délaminage et la défaillance de la couche intermédiaire d'adhésif. Les éprouvettes rompent en raison de la fissuration du stratifié à faible vitesse de déformation alors que la délamination et la séparation interfaciale adhésif/adhérent sont les dominant

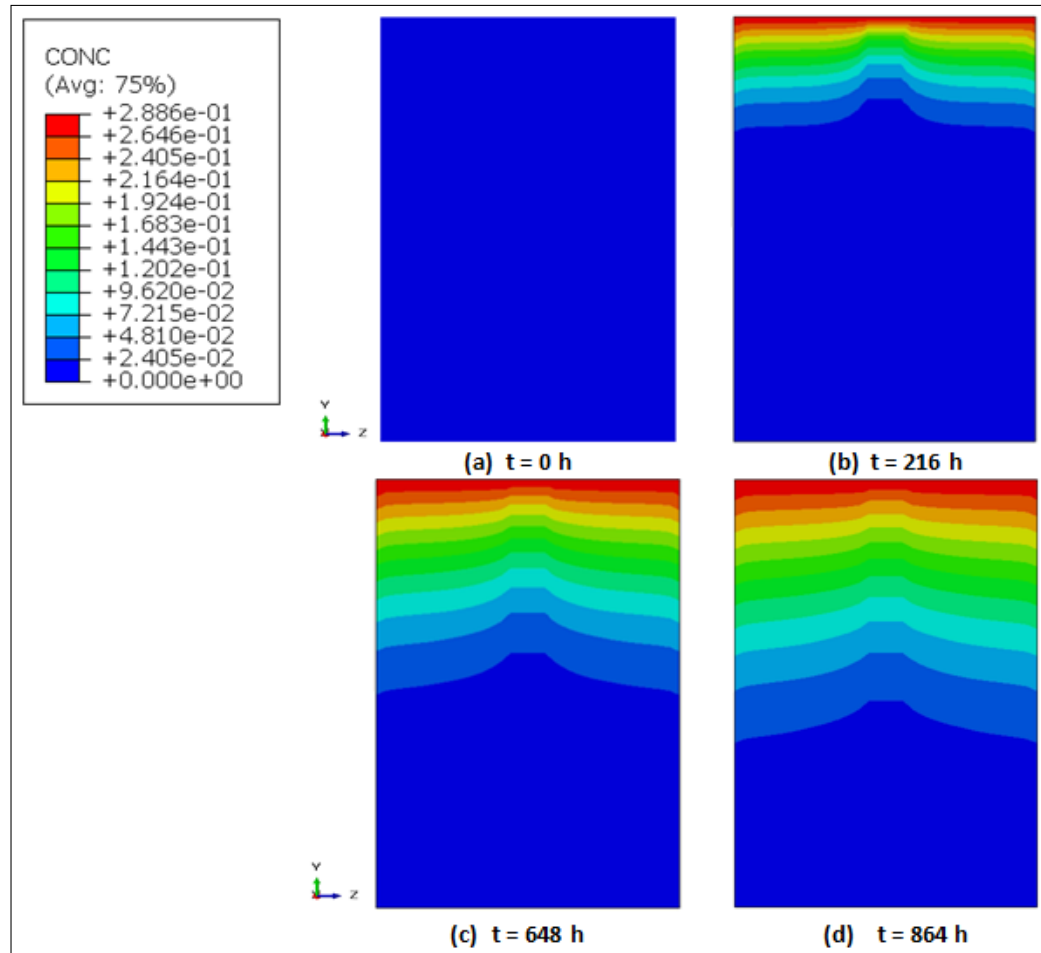


FIGURE VI.28 – Illustration des résultats numériques (MEF) pour différents temps de vieillissement.

pour les vitesses de déformation élevées. De plus, les effets de gonflement et de plastification, d'hydrolyse et de lessivage ont été les principales dégradations physiques et chimiques des structures polymères en raison de l'absorption d'eau qui sont traduites par une ductilité accrue et une rigidité réduite des échantillons. L'effet de l'humidité ou de l'eau sur les propriétés des composites polymères est une question importante et c'est pourquoi des études complémentaires sont nécessaires. Dans ce contexte, une étude future est prévue pour examiner l'effet de la présence d'un endommagement sur l'accélération des phénomènes d'infiltration et par la suite de dégradation de la tuyère.



## VI.8 Références

- [1] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., Hassoon, O. H., & Benyahia, H. (2018). «*Evaluation of durability of composite materials applied to renewable marine energy : Case of ducted tidal turbine.*» Energy Reports, 4, 31-40.
- [2] Verma, D., & Goh, K. L. (2019). «*Natural fiber-reinforced polymer composites : Application in marine environments*». In Biomass, Biopolymer-Based Materials, and Bioenergy (pp. 51-73). Woodhead Publishing.
- [3] Sassi, S., Tarfaoui, M., & Yahia, H. B. (2018). «*An investigation of in-plane dynamic behavior of adhesively-bonded composite joints under dynamic compression at high strain rate*». Composite Structures, 191, 168-179.
- [4] Sassi, S., Tarfaoui, M., & Benyahia, H. (2018). «*Experimental study of the out-of-plane dynamic behaviour of adhesively bonded composite joints using split Hopkinson pressure bars*». Journal of Composite Materials, 52(21), 2875-2885.
- [5] Lee, M.C. and N.A. Peppas. «*Water transport in epoxy resins*». Progress in Polymer Science. Vol. 18, No. 5 (1993) 947-961.
- [6] Tual, N., Carrere, N., Davies, P., Bonnemains, T., & Lolive, E. (2015). «*Characterization of sea water ageing effects on mechanical properties of carbon/epoxy composites for tidal turbine blades.*» Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, 78, 380-389.
- [7] Diakhate, M., Tual, N., Carrere, N., & Davies, P. (2017). «*Cracking and Durability of Composites in a Marine Environment. In Challenges in Mechanics of Time Dependent Materials*», Volume 2 (pp. 1-8). Springer, Cham.
- [8] Wu, L., Hoa, S. V., & Ton-That, M. T. (2004). «*Effects of water on the curing and properties of epoxy adhesive used for bonding FRP composite sheet to concrete.*» Journal of applied polymer science, 92(4), 2261-2268.
- [9] Gargano, A., Pingkarawat, K., Pickerd, V., Delaney, T., Das, R., & Mouritz, A. P. (2018). «*Effect of seawater immersion on the explosive blast response of a carbon fibre-polymer laminate.*» Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, 109, 382-391
- [10] Ray, B.C. (2004). «*Thermal Shock on Interfacial Adhesion of Thermally Conditioned Glass Fiber/epoxy Composites*», Materials Letters, 58 :2175-2177. 20.
- [11] Ray, B.C. (2004). «*Effects of Crosshead Velocity and Sub-zero Temperature on Mechanical Behavior of Hygrothermally Conditioned Glass Fiber Reinforced Epoxy Composites*», Materials Science and Engineering, A379 :39-44.
- [12] Dogan, A., & Arman, Y. (2018). «*The Effect of Hygrothermal Aging on the Glass and Carbon Reinforced Epoxy Composites for Different Stacking Sequences*». Mechanika, 24(1), 19-26.
- [13] Ma, Y., Jin, S., Ueda, M., Yokozeki, T., Yang, Y., Kobayashi, F., ... & Hamada, H. (2018). «*Higher performance carbon fiber reinforced thermoplastic composites from thermoplastic prepreg technique : Heat and moisture effect*». Composites Part B : Engineering, 154, 90-98.
- [14] Majerski, K., Surowska, B., & Bienias, J. (2018). «*The comparison of effects of hygrothermal conditioning on mechanical properties of fibre metal laminates and fibre reinforced polymers*». Composites Part B : Engineering, 142, 108-116.
- [15] Schutte, C.L. «*Environmental durability of glass-fiber composites.*» Materials Science and Engineering. Vol. R13 (1994) 265-324.
- [16] Mijovic, J. and H. Zhang. «*Molecular Dynamics Simulation Study of Motions and Interactions of Water in a Polymer Network.*» Journal of Physical Chemistry B. Vol. 180, No. 8 (2004) 2557-2563.
- [17] Megel, M., L. Kumosa, T. Ely, D. Armentrout, and M. Kumosa. «*Initiation of stress-corrosion cracking in unidirectional glass/polymer composite materials.*» Composite Science and Technology. Vol. 61 (2001) 231-246.

- [18] Jiang, X., Kolstein, H., Bijlaard, F., & Qiang, X. (2014). «*Effects of hygrothermal aging on glass-fibre reinforced polymer laminates and adhesive of FRP composite bridge : Moisture diffusion characteristics*». *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 57, 49-58.
- [19] Pillay, S., Vaidya, U. K., & Janowski, G. M. (2009). «*Effects of moisture and UV exposure on liquid molded carbon fabric reinforced nylon 6 composite laminates*». *Composites Science and Technology*, 69(6), 839-846.
- [20] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., & Hilmi, K. (2017, April). *Hygrothermal and mechanical performance evaluation of glass-polyester composite for renewable marine energies*. In 13ème congrès de mécanique (cmm2017).
- [21] Nachtane, M., Tarfaoui, M., & Saifaoui, D. (2017, March). *Fluid-structure interaction effects of horizontal axis marine current turbines*. In 3e congrès national en sciences physiques, techniques et applications.
- [22] Nachtane, M., Tarfaoui, M., Saifaoui, D., El Moumen, A., & Boudounit, H. (2017, August). *Caractérisation mécanique d'une hydrolienne en matériau composite dans un environnement marin*. In 23e Congrès français de mécanique-CFM 2017.
- [23] Hristozov, D., Wroblewski, L., & Sadeghian, P. (2016). «*Long-term tensile properties of natural fibre-reinforced polymer composites : comparison of flax and glass fibres*». *Composites Part B : Engineering*, 95, 82-95.
- [24] Assarar, M., Scida, D., El Mahi, A., Poilâne, C., & Ayad, R. (2011). «*Influence of water ageing on mechanical properties and damage events of two reinforced composite materials : Flax-fibres and glass-fibres*». *Materials & Design*, 32(2), 788-795.
- [25] Sousa, J. M., Correia, J. R., Firmo, J. P., Cabral-Fonseca, S., & Gonilha, J. (2018). «*Effects of thermal cycles on adhesively bonded joints between pultruded GFRP adherends*». *Composite Structures*.
- [26] Benyahia, H., Tarfaoui, M., El Moumen, A., Ouinas, D., & Hassoon, O. H. (2018). «*Mechanical properties of offshoring polymer composite pipes at various temperatures*». *Composites Part B : Engineering*, 152, 231-240.
- [27] Jojibabu, P., Ram, G. J., Deshpande, A. P., & Bakshi, S. R. (2017). «*Effect of carbon nano-filler addition on the degradation of epoxy adhesive joints subjected to hygrothermal aging*». *Polymer Degradation and Stability*, 140, 84-94.
- [28] Akderya, T., Kemiklioglu, U., & Sayman, O. (2016). «*Effects of thermal ageing and impact loading on tensile properties of adhesively bonded fibre/epoxy composite joints*». *Composites Part B : Engineering*, 95, 117-122.
- [29] Rafiq, A., & Merah, N. (2019). «*Nanoclay enhancement of flexural properties and water uptake resistance of glass fiber-reinforced epoxy composites at different temperatures*». *Journal of Composite Materials*, 53(2), 143-154.
- [30] Meftah, H. (2018). «*Étude du comportement dynamique couplé au vieillissement des composites totalement recyclés à renfort carbone : de la caractérisation à la modélisation*», Doctoral dissertation, École nationale supérieure d'arts et métiers-ENSAM).
- [31] Rouch, M. (2018). «*Contribution à la compréhension des mécanismes de vieillissement hydrothermique de matériaux composites unidirectionnels polyester insaturé/fibre de lin*», Doctoral dissertation, Normandie Université.
- [32] B. Mortaigne, «*Les techniques de l'ingénieur-COR112& 113-Vieillissement des composite*». 2005.
- [33] Z. N. Azwa, B. F. Yousif, A. C. Manalo, and W. Karunasena, «*A review on the degradability of polymeric composites based on natural fibres*», *Mater. Des.*, vol. 47, pp. 424-442, May 2013.
- [34] Verdu, Jacques, «*Vieillissement chimique des plastiques aspects généraux*». Ed. Techniques Ingénieur, 2005.

- [35] Sassi, S., Tarfaoui, M., & Yahia, H. B. (2018). «*An investigation of in-plane dynamic behavior of adhesively-bonded composite joints under dynamic compression at high strain rate*». *Composite Structures*, 191, 168-179.
- [36] Sassi, S., Tarfaoui, M., & Yahia, H. B. (2018). «*Thermomechanical behavior of adhesively bonded joints under out-of-plane dynamic compression loading at high strain rate*». *Journal of Composite Materials*, 52(30), 4171-4184.
- [37] Firdosh, S., Murthy, H. N., Angadi, G., & Raghavendra, N. (2018). «*Investigation of water absorption characteristics of nano-gelcoat for marine application*». *Progress in Organic Coatings*, 114, 173-187.
- [38] Nachtane, M., Tarfaoui, M., El Moumen, A., Mohamed, M. A., & Saifaoui, D. (2016). *Predictions of the dynamic Performance of Horizontal Axis Marine Current Turbines under the effect of different impact scenarios*. In *Progress in Renewable Energies Offshore : Proceedings of the 2nd International Conference on Renewable Energies, 2016 (RENEW2016)* (pp. 559-563). Taylor Francis Books Ltd.
- [39] Pang, S., Tao, W., Liang, Y., Liu, Y., & Huan, S. (2018). «*A modified method of pulse-shaper technique applied in SHPB*». *Composites Part B : Engineering*.
- [40] Khosravani, M. R., & Weinberg, K. (2018). «*A review on split Hopkinson bar experiments on the dynamic characterisation of concrete*». *Construction and Building Materials*, 190, 1264-1283.
- [41] Tarfaoui, M., & Nachtane, M. (2018). «*Can a three-dimensional composite really provide better mechanical performance compared to two-dimensional composite under compressive loading ?*». *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 0731684418802028.
- [42] Tarfaoui, M., & Nachtane, M. (2018). «*Staking lay-up effect on dynamic compression behaviour of E-Glass/epoxy composite materials : Experimental and numerical investigation*».
- [43] Tarfaoui, M. (2011). «*Experimental investigation of dynamic compression and damage kinetics of glass/epoxy laminated composites under high strain rate compression*». In *Advances in Composite Materials-Ecodesign and Analysis*. InTech.
- [44] Sassi, S., Tarfaoui, M., & Yahia, H. B. (2018). «*In-situ heat dissipation monitoring in adhesively bonded composite joints under dynamic compression loading using SHPB*». *Composites Part B : Engineering*, 154, 64-76.
- [45] Tarfaoui, M., Choukri, S., & Shah, O. R. (2013, July). «*Dynamic characterization of E-glass/epoxy composite behavior using SHPB techniques : tests and simulations*». In *ICCM19* (p. xxx).
- [46] Carter HG And Kibler KG. Langmuir-Type Model for Anomalous Moisture Diffusion In Composite Resins. *J Compos Mater*. April1978;12 :118-31.
- [47] Chateauminois A, Chabert B, Soulier JP and Vincent L. «*Hygrothermal ageing effects on the static fatigue of Glass/Epoxy composites*». *Composites*. 1998;24(7) :547- 555.
- [48] Merdas, I., ThomINETTE, F., Teharkhtchi, A. and Verdu, J. (2002). «*Factors Governing Water Absorption by Composite Matrices*», *Composites Science and Technology*, 62 :487-492.
- [49] Apicella, A., Nicolais, L., Astarita, G., & Drioli, E. (1981). «*Hygrothermal history dependence of equilibrium moisture sorption in epoxy resins*». *Polymer*, 22(8), 1064-1067.
- [50] Gazit, S. (1978). Dimensional changes in glass-filled epoxy resin as a result of absorption of atmospheric moisture. *Journal of Applied Polymer Science*, 22(12), 3547-3558.
- [51] Haque, A., & Hossain, M. K. (2003). «*Effects of moisture and temperature on high strain rate behavior of S2-Glass-Vinyl ester woven composites*». *Journal of composite materials*, 37(7), 627-647.
- [52] Lee, M. C., & Peppas, N. A. (1993). «*Water transport in graphite/epoxy composites*». *Journal of Applied Polymer Science*, 47(8), 1349-1359.

- [53] Tarfaoui, M., El Moumen, A., & Yahia, H. B. (2018). «*Damage detection versus heat dissipation in E-glass/Epoxy laminated composites under dynamic compression at high strain rate*». *Composite Structures*, 186, 50-61.
- [54] Zheng, H., Zhou, C., & Yuan, Y. (2019). «*Meso-scale finite element modeling of moisture diffusion in 3D braided composite*». *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 129, 862-872.
- [55] Larbi, G., Mostapha, T., Hocine, O., & Alaoui, A. E. M. (2015). «*A practical note for SHPB test with new algorithms for delimiting pulses*». *Composite Structures*, 126, 145-158.
- [56] Tarfaoui, M., Choukri, S., & Nême, A. (2008). «*Effect of fibre orientation on mechanical properties of the laminated polymer composites subjected to out-of-plane high strain rate compressive loadings*». *Composites Science and Technology*, 68(2), 477-485.
- [57] Randles, P. W., & Nemes, J. A. (1992). «*A continuum damage model for thick composite materials subjected to high-rate dynamic loading*». *Mechanics of materials*, 13(1), 1-13.
- [58] Park, S. W., & Schapery, R. A. (1997). «*A viscoelastic constitutive model for particulate composites with growing damage*». *International Journal of Solids and Structures*, 34(8), 931-947.
- [59] Li, Y., Ramesh, K. T., & Chin, E. S. C. (2000). «*Viscoplastic deformations and compressive damage in an A359/SiCp metal-matrix composite*». *Acta materialia*, 48(7), 1563-1573.
- [60] Yang, L. M., Shim, V. P. W., & Lim, C. T. (2000). «*A visco-hyperelastic approach to modelling the constitutive behaviour of rubber*». *International Journal of Impact Engineering*, 24(6-7), 545-560.
- [61] Ramakrishna, S., & Hamada, H. (1998). «*Energy absorption characteristics of crash worthy structural composite materials*». In *Key engineering materials* (Vol. 141, pp. 585-622). *Trans Tech Publications*.
- [62] Hamada, H., Ramakrishna, S., & Satoh, H. (1995). «*Crushing mechanism of carbon fibre/PEEK composite tubes*». *Composites*, 26(11), 749-755.
- [63] Muhammad Nasiruddin, S., Hambali, A., Rosidah, J., Widodo, W. S., & Ahmad, M. N. (2017). «*A Review of Energy Absorption of Automotive Bumper Beam*». *International Journal of Applied Engineering Research*, 12(2), 238-245.
- [64] Baucom, J. A., & Zikry, M. A. (2005). «*Low-velocity impact damage progression in woven E-glass composite systems*». *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 36(5), 658-664.
- [65] Baucom, J. N., Zikry, M. A., & Rajendran, A. M. (2006). «*Low-velocity impact damage accumulation in woven S2-glass composite systems*». *Composites science and technology*, 66(10), 1229-1238.
- [66] Baucom, J. N., & Zikry, M. A. (2003). «*Evolution of failure mechanisms in 2D and 3D woven composite systems under quasi-static perforation*». *Journal of composite materials*, 37(18), 1651-1674.
- [67] Farren, W. S., & Taylor, G. I. (1925). «*The heat developed during plastic extension of metals. Proceedings of the Royal Society of London*». *Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, 107(743), 422-451.
- [68] Feigenbaum, H. P., & Dafalias, Y. F. (2007). «*Directional distortional hardening in metal plasticity within thermodynamics*». *International Journal of Solids and Structures*, 44(22-23), 7526-7542.
- [69] Clifton, R. J., Duffy, J., Hartley, K. A., & Shawki, T. G. (1984). «*On critical conditions for shear band formation at high strain rates*». *Scripta Metallurgica*, 18(5), 443-448.

- [70] Belytschko, T., Moran, B., & Kulkarni, M. (1991). On the crucial role of imperfections in quasi-static viscoplastic solutions. *Journal of applied mechanics*, 58(3), 658-665.
- [71] Rittel, D. (2000). An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. Part I : Experimental. *Mechanics of Materials*, 32(3), 131-147.
- [72] Rittel, D., & Rabin, Y. (2000). «*An investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. Part II : Thermal analysis. Mechanics of Materials*»«, 32(3), 149-159.
- [73] Rosakis, P., Rosakis, A. J., Ravichandran, G., & Hodowany, J. (2000). «*A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and stored energy in metals*». *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 48(3), 581-607.
- [74] Tarfaoui, M., Nachtane, M., & El Moumen, A. (2019). «*Energy dissipation of stitched and unstitched woven composite materials during dynamic compression test*». *Composites Part B : Engineering*.
- [75] Liu, D., Schulz, P., Templeton, D., & Raju, B. «*Dynamic Failure and Energy Absorption of Composite Materials with Geometrical Control*».
- [76] Crocombe A.D. «*Durability concepts and tools for the cohesive environmental degradation of bonded structures*»«. *Int. J. Adhesion and Adhesive*, 17, 1997, 229-238
- [77] Jost, W. «*Diffusion in Solids, Liquids, Gases*», Academic Press, 1960
- [78] ABAQUS/Standard User's Manual - Vol. I, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 1998
- [79] Shen, C.-H. and Springer G.S. «*Moisture absorption and desorption of composite materials*». *Environmental Effects on Composite Materials Vol.2*, edited by G.S. Springer, 1981

# Conclusion générale et perspectives

Vu la situation environnementale éminemment critique, un recours aux énergies marines renouvelables (EMR) apparaît comme une solution intéressante et prometteuse pour réduire la consommation des énergies fossiles et les émissions de gaz à effet de serre. C'est dans cette optique que s'inscrit le présent projet qui vise à trouver un compromis entre l'aspect conceptuel et structurel d'un système de récupération de l'énergie des courants marins qui s'appelle : Hydrolienne.

Le mémoire commençait par un état de l'art sur les différentes technologies des énergies marines renouvelables qui permettent de fournir une énergie décarbonée grâce à l'exploitation de diverses ressources de la mer (marées, vagues, courants, vents, gradients de salinité et de température), où l'accent est rapidement mis sur l'hydrolienne car cette technologie présente de belles perspectives de développement dans les années à venir grâce à son énorme potentiel pour la production de l'énergie électrique à l'échelle commerciale. Il existe deux grandes familles d'hydroliennes : celles à axe vertical et celles à axe horizontal. Les hydroliennes s'avèrent comme une solution beaucoup plus pérenne que les éoliennes parce qu'elles présentent de nombreux avantages telle que l'efficacité immédiate car l'eau est plus dense que l'air (800 fois) d'une part, et d'autre part les hydroliennes sont significativement plus petites que les éoliennes pour la même puissance fournie en plus de la réduction des nuisances visuelles et sonores. Ce travail bibliographique a mis en évidence que les hydroliennes avec carénage apparaissent comme un élément clé pour améliorer le rendement hydrodynamique allant parfois jusqu'à doubler voire même tripler la puissance extraite. Par la suite, on a montré l'importance de la transition énergétique en Afrique qui traverse une période soutenue de croissance économique et de transformation. Sa population croît rapidement et son économie se développe et se diversifie. Pour être durable, cette croissance devra être alimentée par un investissement massif en énergie sachant que l'Afrique a le potentiel et la capacité d'utiliser ses ressources naturelles pour en faire un levier de sa croissance future, notamment avec les énergies renouve-

lables. Cette solution serait économiquement compétitive et offrirait des avantages substantiels en termes d'équité, de développement, de création de valeur locale, de sécurité énergétique et de durabilité environnementale. Le Maroc ne fait pas exception à cette tendance et a l'avantage de jouir d'un potentiel particulièrement riche par rapport à d'autres pays. L'exploitation optimale de ce riche potentiel permettra de réduire la dépendance énergétique et d'assurer la stabilité du pays. Les résultats de cette étude ont montrés que le Maroc possède des sites potentiellement adaptés à l'installation des hydroliennes à axe horizontal tel que le détroit de Gibraltar. L'un des grands avantages de cette zone est l'existence de courants exceptionnellement cohérents et solides, de sorte que le potentiel de production d'électricité soit considérable. En effet, dans les années à venir, la production de l'énergie dans le détroit de Gibraltar pourrait être un atout important pour la promotion et l'utilisation des énergies marines renouvelables au Maroc.

Afin d'exploiter ce potentiel énorme, nous nous sommes intéressés au développement d'un système novateur pour la production de l'électricité. Un tel objectif nécessite une description et une décomposition plus détaillées telles que la réalisation d'une revue de la littérature sur les connaissances actuelles sur l'environnement de l'eau de mer, la conception hydrodynamique des pales d'une hydrolienne avec différentes méthodes numérique. Tout cela nous a permis de faire une conception hydrodynamique d'un nouvel hydrofoil en utilisant la méthode de BEM et le calcul CFD. Comme le test en soufflerie est coûteux et n'est pas disponible partout, QBlade peut être un excellent outil pour analyser et découvrir l'hydrofoil le mieux adapté pour une hydrolienne selon un cahier de charge précis. De plus, il est possible de concevoir et d'examiner de nouveaux hydrofoils en fonction des besoins et à un prix avantageux. La courbe de performance de l'hydrolienne a maintenu une valeur de CP supérieure à 50 % dans la plage TSR de 5 à 9 avec un CP maximal de 51 % à TSR=6,5. Cela montre une courbe de performance légèrement supérieure sur une plage de valeurs de TSR plus large que celle des résultats issus de la littérature comme celles de Bahaj et Batten et le modèle de Sheffield.

Par la suite, nous avons abordé le sujet de la durabilité des composants d'une hydrolienne dans des conditions sévères que ce soit pendant leurs phases d'installation, de fonctionnement ou de maintenance. Compte tenu des contraintes appliquées, une excellente durabilité à long terme s'avère indispensable. En effet, la durée de vie d'une installation est estimée à 20 ans pour être rentable. Dans ce contexte, la fabrication des pales et la tuyère repose sur l'utilisation des matériaux composites souvent assemblés par collage structural. La tenue à long terme de ce type de structure reste encore mal connue d'un point de vue scientifique. C'est pourquoi le chapitre 5 est

dédié à la modélisation de l'endommagement d'une tuyère d'hydrolienne sous des chargements statique tel que la pression hydrodynamique et hydrostatique et aussi sous des chargements dynamique de type impact accidentel. Pour étudier cette situation, une analyse paramétrique a été menée qui traite l'influence de plusieurs paramètres (l'effet de la vitesse, du matériau, de l'énergie et de la géométrie de l'impacteur) sur le comportement mécanique. Les fonctions les plus avancées actuellement disponibles dans le code éléments finis (EF) Abaqus/Explicit ont été utilisées pour simuler le comportement des matériaux et structures. Une analyse hydrodynamique utilisant une méthode de panneau (Panel Method) couplée à la théorie du momentum de l'élément de pales (BEM) a été utilisée dans la première partie pour prédire les performances hydrodynamiques de la tuyère, puis la pression obtenue a été mise en œuvre comme conditions aux limites aux calculs EF. Des tests d'impact ont été effectués jusqu'à la rupture finale. Une sous-routine (VUMAT) a été implémentée dans ABAQUS avec les critères de Hashin/Puck pour simuler l'endommagement intralaminare. Afin de valider le modèle numérique, la conservation de l'énergie du modèle numérique a été contrôlée et validée. L'énergie d'impact est conservée et le modèle numérique a démontré son potentiel à reproduire la cinétique des dommages. L'examen de la tuyère touchée a révélé que les modes d'endommagement observés étaient localisés dans les parties latérales surtout dans le bord de fuit. Par conséquent, ces régions ont été sélectionnées pour améliorer sa rigidité et réduire la progression des dommages par la présence des longerons. Après nous avons effectués une étude comparative entre deux matériaux (carbon/époxy vs verre/polyester). Les principales conclusions sont les suivantes :

- Chacun des matériaux composites utilisés dans les simulations a ses qualités et ses limites,
- Les composites avec fibres de verre sont économiquement très attractifs pour les pales d'hydrolienne de taille moyenne, mais les composites avec fibres de carbone offrent d'excellentes propriétés et une bonne résistance à la rupture sous charge quasi statique et dynamique.

L'étude du phénomène d'endommagement d'une hydrolienne sous impact a tout son intérêt pour le concepteur. En effet, même un petit dommage peut avoir un effet considérable sur la durabilité de la structure. Les dommages entraîneront une infiltration d'eau qui contribuera au vieillissement rapide des composants de l'hydrolienne et à la dégradation rapide de la structure ; donc réduction de sa durée de vie. C'est pour cette raison que le dernier chapitre a été consacré à traiter l'une des préoccupations principales de la conception et au dimensionnement des hydroliennes c'est le problème de l'assemblage collé composite que ce soit l'assemblage des pales



sur le rotor, de l'intrados sur l'extrados, des longerons, ou des raidisseurs qui restent un défi majeur pour le concepteur vu que l'assemblage boulonné peut provoquer une corrosion localisée prématurée et conduire ainsi à la rupture. Cependant, aux vues des difficultés de maintenance d'un système hydrolien, il est nécessaire de dimensionner les assemblages afin de garantir une durée de vie supérieure à 20 ans. Des études ont déjà été menées sur les assemblages collés, mais rarement en présence d'un environnement marin. Pour cela, la modélisation de l'effet du vieillissement hygrothermique sur le comportement dynamique des assemblages collés par une approche expérimentale et une étude numérique a été effectuée. Dans la première partie, les assemblages collés ont été vieillis à une température de 50°C et une humidité relative de 80% pour différentes périodes de temps (0 h, 216 h, 648 h et 864 h). Un suivi gravimétrique a été réalisé afin de déterminer le taux d'absorption et durée pour atteindre la saturation : 0,28 % après 400h. De plus, les effets de gonflement et de plastification, d'hydrolyse et de lessivage ont été les principales dégradations physiques et chimiques des structures à matrice polymère en raison de l'absorption d'eau qui a été traduite par une ductilité accrue et une rigidité réduite des échantillons. Par la suite les éprouvettes vieillis ont été impactées pour différentes vitesses de déformations à l'aide du dispositif des barres d'Hopkinson (SHPB). Les réponses contrainte-déformation ont été déterminées pour des vitesses de déformation élevées allant de 445 à 1240 s<sup>-1</sup>. Les modes d'endommagement ont été suivis par une caméra rapide et analysés par un microscope optique Kayence et par le MEB. Dans tous les cas, la contrainte de rupture, la déformation de rupture et le module initial diminuent avec l'augmentation de la durée de vieillissement et avec l'augmentation de la vitesse de déformation. De plus, la chute de la résistance des éprouvettes en raison de l'absorption d'humidité était plus marquée lorsque l'échantillon était chargé dans le plan. Ceci est dû principalement aux propriétés de la matrice qui sont plus affectées que les propriétés de la fibre. Il a été conclu que les matériaux présentent une dépendance à la vitesse de la déformation et qu'il y a un effet considérable sur les paramètres dynamiques. Au fur et à mesure que la vitesse de déformation augmente, les modes d'endommagement sont plus visibles, c'est-à-dire la fissuration de la matrice, le délaminage et le décollement adhésif/adhérent. L'effet hygrothermique sur les propriétés des composites à matrice polymère est une question importante et c'est pourquoi des études complémentaires sont nécessaires. Dans ce contexte, une étude future est recommandée pour examiner l'effet de l'humidité et de la température sur le comportement dynamique pour d'autres types de structures : les joints hybrides, d'autres types de matériaux composites, d'adhésifs et de matrices. Ce travail de recherche devrait présenter un grand intérêt pour les universitaires, les

chercheurs, les ingénieurs en énergie marine, ainsi que pour d'autres consultants en énergie renouvelable, car il rassemble deux aspects très importants pour une conception optimale d'une hydrolienne, il s'agit de l'aspect conceptuel et structurel. Certes, les travaux développés dans cette thèse ne constituent qu'un pas dans un champ de recherche très riche, où de nombreux problèmes méritent d'être mieux investigués. Certaines perspectives sur deux aspects seront intéressantes pour compléter ce travail :

- **Sur l'aspect hydrodynamique**

- Simuler le rotor en mouvement en utilisant la méthode de CFD.
- Puisque nous avons fabriqué le nouvel hydrofoil avec l'impression 3D, des essais expérimentaux sur la soufflerie seront importants pour valider les résultats numériques.
- S'assurer de la non existence du phénomène de la cavitation par la mesure de la dynamique des fluides couplée à des modèles prédictifs de vitesses de rotation de pales.
- Optimiser la forme de la tuyère afin d'améliorer le rendement hydrodynamique de l'hydrolienne.

- **Sur l'aspect structurel**

- Prévision de la résistance aux chocs des matériaux et des structures. Nocivité d'un choc sur la résistance résiduelle d'une structure vis-à-vis de la fatigue.
- Mieux caractériser l'impact de la bio-colonisation sur le dimensionnement.
- Quantifier l'intérêt à l'état initial et dans le temps, de solutions anti-fouling sur le dimensionnement.
- Introduction des nanocharges pour renforcer le comportement mécanique des matériaux et structures composites.

**Titre : Energies marines renouvelables et étude des performances des matériaux composites : Cas d'une hydrolienne**

**Mots clés :** Hydrolienne à axe horizontal, Performances hydrodynamiques, Optimisation, Conception structurelle, Matériaux composites, Endommagement, vieillissement, Impact.

**Résumé :** Les énergies marines renouvelables (EMR) apparaissent aujourd'hui comme une formidable opportunité et un véritable choix écologique et industriel pour répondre à la demande croissante de l'énergie et pour lutter contre le réchauffement climatique. Au cours de cette thèse, on se propose d'étudier l'un de ces types qui s'appelle l'énergie hydrolienne qui présente un immense potentiel dans le bouquet énergétique mondial. une nouvelle forme de pale d'une hydrolienne à axe horizontale a été développée par l'optimisation d'un hydrofoil existant en utilisant la méthode BEM (Blade Element Momentum) afin d'améliorer ses performances hydrodynamiques. La deuxième partie a été consacrée à étudier les performances mécaniques des matériaux composites comme composants structurels des pales d'hydrolienne et de la tuyère. Ces structures sont sujettes à de nombreux types de chargements, tels que les impacts de corps externes, la fatigue due à la variation des courants, mais également à diverses agressions liées à l'environnement marin telles que la variation de la température et l'humidité qui peuvent induire du vieillissement et de la corrosion. Une compréhension approfondie du comportement à long terme de ces parties mobiles est donc essentielle afin de doter les bureaux d'études, confrontés au dimensionnement des structures d'énergies marines, d'outils leur permettant de faire le choix des matériaux (couple fibre/matrice), architectures fibreuses (nappe, tissus), séquence d'empilement des stratifiées minimisant la sensibilité aux chargements appliqués des structures travaillantes. L'objectif final de cette thèse est le développement d'outils et de méthodologies tant numériques qu'expérimentales capables de simuler l'impact du courant et du comportement de ces systèmes de façon couplée ce qui constitue un enjeu majeur de dimensionnement. En effet le but est d'identifier les voies d'optimisation qui permettront d'aller sur la phase commerciale avec un gain de LCOE (Levelized Cost of Energy) substantiel.

**Title: Marine renewable energies and study of the performance of composite materials: Case of a tidal current turbine**

**Keywords:** Horizontal axis tidal turbine, Hydrodynamic performance, Optimization, Structural design, Composite materials, Damage, ageing, Impact.

**Abstract:** Recently, Renewable Marine Energies (RME) has emerged as a tremendous opportunity for a real ecological and industrial choice to meet the growing demands for energy and also to fight global warming. The study conducted in this thesis is within this framework of research and is focused on the investigation of one of the most promising categories of RMEs which is tidal current turbine. A new hydrofoil for the turbine was designed using BEM (Blade Element Momentum) methods and CFD (Computational Fluid Dynamics) calculations with improved hydrodynamic efficiency. Furthermore, a series of numerical studies were conducted to investigate and examine the damage behavior of composite materials under critical loadings by developing DLOAD and VUMAT routines. This numerical study assisted in understanding the problems of structural lightening, resistance to fatigue and impact loading, and other degradation phenomena of the mechanical properties of a composite turbine in severe marine environments and solving the needs of the manufactures. Moreover, study about the dynamic behavior of a composite/composite bonded assembly was also conducted because joint assembly plays a vital role in reducing the mass of the structure which is of extreme relevance in the field of marine and offshore structures. Another important obstacle regarding the application of composite and bonded structures in marine was the control of hygro-mechanical coupling. Therefore in this context, additional campaign of tests was carried out on bonded composite specimens by studying the hygrothermal effect on their dynamic behavior at different deformation rates using Hopkinson bar method. This hybrid study of hygro-thermal effect of the dynamic properties of the bonded composites will aid in optimization of the structures and to move into the commercial phase with a substantial gain in LCOE (Levelized Cost of Energy) in future.