

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université Batna 2 – Mostefa Ben Boulaïd
Faculté de Technologie
Département de Mécanique



THÈSE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de
Doctorat en Sciences en Mécanique
Option : Construction mécanique

Sous le Thème :

**Etude des performances mécaniques et énergétiques des
centrales solaires à tour dans le climat Algérien**

Présentée par :
Hakim MERARDA

Soutenue publiquement le 31/01/2022

Devant le jury composé de :

Pr. SI-AMEUR Mohamed	Prof.	Université de Batna 2	Président
Pr. AKSAS Mounir	Prof.	E.N.S.E.R.E.D.D, Batna	Rapporteur
Pr. KHALDI Fouad	Prof.	E.N.S.E.R.E.D.D, Batna	Examineur
Dr. MEBARKI Ghazali	MCA	Université de Batna 2	Examineur
Dr. KADDOURI Wahid	MCA	Université de Batna 2	Examineur
Dr. GAMA Amar	MCA	URAER Ghardaïa	Examineur

Je dédie cette thèse :

À mes très chers parents qui ont beaucoup sacrifié et m'ont encouragé et éclairé le chemin en me donnant la main et *Douaa* tout au long de mes années d'étude ;

À ma chère épouse, qui m'a soutenu et supporté pendant la majorité de mon Doctorat. Elle a eu la patience d'écouter mes problèmes malgré ses préoccupations professionnelles ;

À mes chers enfants Rassim, Mouhammed et Bouthayna

À mes sœurs et mes frères.

À mes amis, cousins et tous mes collègues de travail à URAER avec lesquels j'ai débuté mon travail de chercheur.

A mon pays, L'Algérie.

REMERCIEMENTS :

Je dois tout d'abord remercier ALLAH, pour m'avoir donné la santé et la force pour accomplir ce travail.

Le moment est venu d'exprimer toute ma reconnaissance à mon directeur de thèse, Pr. Mounir AKSAS, Professeur à Ecole nationale supérieure en énergies renouvelables, environnement & développement durable, pour m'avoir confié ce travail, pour ses précieux conseils tout au long de la réalisation de ce travail.

Je tiens très sincèrement à remercier Monsieur SI-AMEUR Mohamed, Professeur à l'Université de Batna 2, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider le jury de cette thèse.

Je tiens à exprimer ma gratitude à Pr. Fouad KHALDI, Enseignant chercheur à Ecole nationale supérieure en énergies renouvelables, environnement & développement durable, Dr. Ghazali MEBARKI, Enseignant chercheur à l'Université de Batna 2, Dr. Wahid KADDOURI, Enseignant chercheur à l'Université de Batna 2 et Dr. Amar GAMA, chercheur permanent à l'unité de recherche appliquée en énergies renouvelable de Ghardaïa, d'avoir accepté d'examiner ce travail.

Je tiens à remercier également Dr. Thomas ANDRIANNE, Enseignant chercheur à l'université de Liège et Chef de laboratoire de soufflerie, de m'accueillir dans son laboratoire, pour faire des tests aérodynamique sur les héliostats.

Enfin, mes derniers remerciements mais non les moindres s'adressent à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réussite de ma formation.

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENT	I
TABLES DES MATIERES	III
LISTE DES FIGURES	VII
LISTE DES TABLEAUX	XI
RESUME	XII
ABSTRACT	XIII
ملخص	XIV
INTRODUCTION GENERALE	01
CHAPITRE 1. DEVELOPPEMENT TECHNOLOGIQUE DES CENTRALES SOLAIRES A TOUR ET DES HELIOSTATS	05
1.1 Introduction	05
1.2 Principe de fonctionnement des centrales ST	07
1.2.1 Systèmes à caloporteur air	07
1.2.2 Systèmes à caloporteur vapeur	08
1.2.3 Systèmes à caloporteur sel fondu	09
1.2.4 Brève description des centrales à tour solaire existantes	09
1.2.4.1 Hami 50 MW CSP Project	10
1.2.4.2 Gemasolar	11
1.2.4.3 Ivanpah	11
1.2.4.4 Noor III	12
1.2.4.5 Jülich	13
1.2.4.6 PS10 et PS 20	13
1.2.4.7 Dahan	14
1.2.4.8 Khi	15
1.2.4.9 Autres sous-développements	15
1.3 Héliostats	16
1.3.1 Principaux composants de l'héliostat	16
1.3.1.1 Miroirs	17
1.3.1.2 Support des miroirs	17
1.3.1.3 Pylône et fondation	17
1.3.1.4 Systèmes de contrôle	18
1.3.1.5 Système d'entraînement de mouvement	18
1.3.2 Design de l'héliostat	18
1.3.2.1 Héliostat ASUP 140	19
1.3.2.2 Héliostat LH 2.2 de BrightSource	19
1.3.2.3 Héliostat de SENER	20
1.3.2.4 HSP-Héliostat	20
1.3.2.5 Héliostat SCS5	21
1.3.2.6 Héliostat Stellio	22

1.3.2.7 HélioSTAT Pitch/Roll de l'Université Amrita	22
1.3.2.8 HélioSTAT de DLR (hélioSTAT de jante)	23
1.3.2.9 HélioSTAT de suspension (Solaflect Energy)	24
1.3.2.10 HelioTower	24
1.3.2.11 HélioSTAT de l'URAER (Algérie)	25
1.4 Conclusion	26
CHAPITRE 2. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE DES CHARGES DE VENT SUR LES HELIOSTATS	27
2.1 Introduction	27
2.2 Méthodes de détermination des charges de vent	27
2.3 Caractéristiques du vent	27
2.4 Définition des charges de vent sur les héliostats	29
2.4.1 Coefficients de force et de moment	30
2.4.2 Distribution de la pression du vent sur un héliostat	33
2.5 Effets des propriétés du vent sur les charges de vent	33
2.5.1 Effets de l'intensité de la turbulence sur les charges de vent	33
2.5.2 Effets du nombre de Reynolds sur les charges de vent	35
2.6 Effets des propriétés des héliostats sur les charges de vent	36
2.6.1 Effets du rapport de forme sur les charges de vent	36
2.6.2 Effets de l'écartement des miroirs sur les charges de vent	38
2.6.3 Effets de la hauteur du pylône sur les charges de vent	40
2.7 Effets de la densité du champ et du pare-vent sur les charges de vent ...	40
2.8 Conclusion	43
CHAPITRE 3. IMPACT DE LA FORME DES HELIOSTATS SUR LES CHARGES DE VENT : ETUDE EXPERIMENTALE	44
NOMENCLATURE	44
3.1. Introduction	45
3.2. Méthodologie	45
3.2.1 Modèles de soufflerie	45
3.2.2 Instrumentation	47
3.2.3 Coefficients aérodynamiques	48
3.3. Résultats	48
3.3.1 Effet de Reynolds	49
3.3.2 Modèles d'héliostats	50
3.3.2.1 Géométrie carrée	51
3.3.2.2 Géométrie octogonale	54
3.3.2.3 Géométrie circulaire	56

3.3.3	Effet de la forme de miroir	58
3.3.4	Charges maximales	59
3.3.5	Effet de la hauteur	60
3.3.6	Effet de la turbulence	60
3.4.	Conclusion	62
 CHAPITRE 4. IMPACT DE LA FORME DES HELIOSTATS SUR LES CHARGES DE VENT : SIMULATION		64
NOMENCLATURE		64
4.1	Introduction	66
4.2	Logiciel de CFD et modélisation de la turbulence	66
4.3	Model numérique des héliostats	69
4.4	Conditions aux limites	70
4.5	Méthode de maillage et de résolution	71
4.6	Validation du modèle CFD	72
4.7	Coefficients des charges de vent	73
4.7.1	Géométrie carrée	73
4.7.2	Effet de la forme sur les coefficients aérodynamiques	75
4.7.3	Charges aérodynamique maximales	78
4.8	Pression du vent sur les quatre formes géométriques	79
4.9	Effet du design de l'héliostat sur les charges de vent	80
4.9.1	Conditions de la simulation	81
4.9.2	Résultats de la simulation	82
4.10	Conclusion	84
 CHAPITRE 5. IMPACT DE LA FORME DES MIROIRS SUR LE COUT ET LES PERFORMANCES MECANIQUES DES HELIOSTATS		85
NOMENCLATURE		85
5.1	Introduction	87
5.2	Paramètres dimensionnels des héliostats	87
5.3	Charges de vent sur les héliostats	89
5.4	Déflexion admissible des héliostats	90
5.4.1	Position du soleil	91
5.4.2	Vecteur normal de l'héliostat	92
5.4.3	Matrice de passage	93
5.4.4	Déflexion de l'image sur la tour	94
5.4.5	Résultats de la simulation	95
5.4.5.1.	Héliostat ITSC-DZ	97
5.4.5.2.	Autres héliostats	99
5.5	Dimensionnement de la structure	100
5.5.1	Etape de calcul par les formules mathématique de l'RDM	101
5.5.1.1	Tube de torsion	101
5.5.1.2	Pylône	105
5.5.2	Etape de simulation numérique	109

5.5.3	Coût de la structure	111
5.6	Conclusion	113
 CHAPITRE 6. IMPACT DE LA FORME DE RECEPTEUR SUR LES PERFORMANCES OPTIQUES D'UNE CENTRALE SOLAIRE A TOUR		115
NOMENCLATURE		115
6.1	Introduction	116
6.2	Potentiel des énergies renouvelables en Algérie	116
6.3	Méthode et procédure	117
6.3.1	Collection des données météorologiques	117
6.3.2	Model numérique du mini central	118
6.3.3	Position du soleil dans le ciel	120
6.3.4	Simulation du flux solaire sur le récepteur	120
6.4	Résultats et discussions	122
6.4.1	Distribution de densité de rayonnement solaire sur le récepteur	122
6.4.2	Effet de la forme de récepteur sur les rayons solaire	124
6.4.3	Effet de la forme des héliostats sur les rayons solaire	126
6.5	Conclusion	128
 CONCLUSION GENERALE		129
REFERENCES		131

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1. Principales technologies de CSP	05
Figure 1.2. Centrale solaire à tour	07
Figure 1.3. Principe de fonctionnement de la centrale ST à caloporteur air	08
Figure 1.4. Principe de fonctionnement de la centrale ST à vapeur direct	08
Figure 1.5. Principe de fonctionnement de la centrale ST au sel fondu	09
Figure.1.6. Centrale solaire Hami 50Mw CSP Project	10
Figure 1.7. Centrale solaire à tour Gemasolar	11
Figure 1.8. Centrale solaire à tour Ivanpah	12
Figure 1.9. Centrale solaire à tour Noor III	12
Figure 1.10. Centrale solaire à tour Jülich	13
Figure 1.11. Centrale solaire à tour PS10 et PS20	14
Figure 1.12. Centrale solaire à tour Dahan	14
Figure 1.13. Centrale solaire à tour Khi	15
Figure 1.14. Centrales solaires à tour 1TSC-DZ	16
Figure 1.15. Différents composent de l'héliostat	17
Figure 1.16. Gauche : héliostat ASUP 140 (Abengoa) ; Droite : vue de face, Vue Arrière	19
Figure 1.17. Gauche : héliostat LH 2.2 de BrightSource ; Droite : support de palier	20
Figure 1.18. Héliostat de SENER de 175.7 m ²	20
Figure 1.19. Entraînement linéaire pour l'héliostat de CSIRO	21
Figure 1.20. Héliostats SCS5 de 2 m ²	22
Figure 1.21. Héliostats Sellio	22
Figure 1.22. Héliostat Pitch/Roll de l'Université Amrita	23
Figure 1.23. Actionneurs de jante de l'héliostat DLR	23
Figure 1.24. Solaflect héliostat	24
Figure 1.25. HelioTower héliostat	25
Figure 1.26. Héliostat d'URAER (Algérie)	25
Figure 2.1. Fonction de densité de probabilité (gauche) et rose de vent (droite)	28
Figure 2.2. Profils de vitesse moyenne (à gauche) d'intensité de turbulence (à droite)	29
Figure 2.3. Système de coordonnées et longueurs caractéristiques	32
Figure 2.4. Définition des composants de F_x	33
Figure 2.5. Variation de C_{F_x} , C_{F_z} et C_{M_z} avec l'intensité de turbulence	34
Figure 2.6. Variation de la valeur moyenne de C_{F_x} et C_{M_y} avec l'intensité de turbulence et angle d'élévation	34
Figure 2.7. Influence du nombre de Reynolds, du rayon d'angle et de la rugosité de surface sur les valeurs de coefficient de force de traînée, pour les structures de section carrée et les cylindres circulaires	35
Figure 2.8. Coefficients de charge de vent pour divers Re et inclinaison de 0 à 4° résultante du plan du miroir due à la déformation (lignes continues) et pour 4° inclinaison à faible Re	36
Figure 2.9. Modèles d'héliostat avec rapport de forme 0,5, 1,0, 1,2, 1,5, 2,0 et 3,0	37
Figure 2.10. Héliostats HE54 de SENER	38

Figure 2.11. (a) : Héliostat prototype et (b) : Modèle pour les essais d'échelle 1:10	39
Figure 2.12. Modèles d'héliostat sans et avec l'écart entre les facettes	39
Figure 2.13. Modèles prototype héliostat à différentes hauteurs de pylône: a) $H/L = 0,53$, b) $H/L = 0,84$, c) $H/L = 1,15$	40
Figure 2.14. Configuration de clôture et pare-vent pour diminuer les vitesses de vent dans le champ solaire	41
Figure 2.15. Influence du blocage au vent sur la charge de vent sur les héliostats	41
Figure 2.16. Zones de densité de champ du champ solaire d'une tour solaire de 100 MWe	42
Figure 3.1. Modèles d'héliostat installés dans la section d'essai en soufflerie: carré (gauche), octogonal (centre), circulaire (droite)	46
Figure 3.2. Vitesse moyenne du vent et intensité de turbulence du vent entrant pour les niveaux turbulents faibles, moyens et élevés	47
Figure 3.3. Capteur de forces / moments monté sur l'héliostat	48
Figure 3.4. Effet de Reynolds sur les coefficients C_{Fx} et C_{Fz} à $\alpha = 45^\circ$ et 90° pour $\beta = 0^\circ$ (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	50
Figure 3.5. Croquis des trois formes	51
Figure 3.6. Coefficient de force moyen C_{Fx} et C_{Fz} , en fonction de l'angle d'élévation α (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	51
Figure 3.7. Composante fluctuante (std) de C_{Fx} et C_{Fz} , en fonction de l'angle d'élévation α (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	52
Figure 3.8. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	53
Figure 3.9. Croquis des caractéristiques d'écoulement pour $\beta = 0^\circ$ et $\beta = 180^\circ$	53
Figure 3.10. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	54
Figure 3.11. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme octogonale dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	55
Figure 3.12. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme octogonale dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	56
Figure 3.13. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme circulaire dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	57
Figure 3.14. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme circulaire dans des conditions d'écoulement à faible turbulence)	57
Figure 3.15. Différences relatives des coefficients de force moyenne pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement à faible turbulence	58
Figure 3.16. Différences relatives fluctuantes (std) des coefficients de force pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement à faible turbulence	59
Figure 3.17. Effet de la hauteur sur les coefficients de force et de moment moyens, $\alpha = 90^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ (conditions d'écoulement à faible turbulence)	60
Figure 3.18. Effet de la turbulence sur les coefficients de force et de moment moyens ($\alpha = 45^\circ$, $\beta = 0^\circ$)	61
Figure 3.19. Effet de la turbulence sur les coefficients de force et de moment de pointe ($\alpha = 45^\circ$, $\beta = 0^\circ$)	62
Figure 4.1. Modèles d'héliostat conçu sur SolidWorks	70
Figure 4.2. Profils de vitesse dans le domaine de simulation	70
Figure 4.3. Domaine de calcul à trois dimensions	71
Figure 4.4. Maillage du domaine de calcul	71
Figure 4.5. C_{Fx} et C_{Fz} de notre résultats, de Peterka, de NASA Asme et de Maamar pour α de 0 à 90°	73

Figure 4.6. Force totale et ses composantes aux différents angles d'élévation et Azimut	74
Figure 4.7. Distribution de la pression sur les deux surface du miroir au $\alpha = 15^\circ$ et $\alpha = 60^\circ$	74
Figure 4.8. Composantes des coefficients du moment aux différents angles d'élévation et Azimut	75
Figure 4.9. Différences relatives des coefficients de force pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement turbulent	76
Figure 4.10. Différences relatives des coefficients de moment pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement turbulent	77
Figure 4.11. Distribution de pression sur les quatre géométries du miroir dans les configurations $\alpha = 90^\circ$, $\alpha = 60^\circ$ et $\alpha = 30^\circ$	79
Figure 4.12. Distribution de pression sur les quatre géométries du miroir dans les configurations $\beta = 0^\circ$, $\beta = 30^\circ$ et $\beta = 60^\circ$	80
Figure 4.13. Trois types modèles CAO d'héliostat	80
Figure 4.14. Définition des axes et du sens de rotation	81
Figure 4.15. Profil de la vitesse du vent (à gauche) et de l'intensité de la turbulence (à droite)	82
Figure 4.16. Force et les moments du vent sur les trois héliostats	83
Figure 4.17. Distribution de la pression du vent sur les trois héliostats dans l'orientation ($\alpha = 0^\circ$, $\beta = 30^\circ$)	83
Figure 5.1. Design de l'héliostat de 1TSC-DZ	88
Figure 5.2. Croqué des héliostats carré, octogone et cercle	88
Figure 5.3. Effet de la déformation de l'héliostat sur la qualité d'image	91
Figure 5.4. Angles solaires tour-héliostat	93
Figure 5.5. Chaines cinématique des héliostats, 1TSC-DZ (à gauche), nouvelle conception (à droite)	94
Figure 5.6. Distribution des héliostats dans le champ solaire du mini central solaire à tour de l'URAER	96
Figure 5.7. Déformation de la structure de l'héliostat 1TSC-DZ, a) cas de $F_x = 197N$, b) cas de $F_x = -197N$	97
Figure 5.8. Distribution de la contrainte sur la structure de l'héliostat 1TSC-DZ	98
Figure 5.9. Distribution du facteur de sécurité sur la structure de l'héliostat 1TSC-DZ	98
Figure 5.10. Déflexion de l'image des héliostats 1TSC-DZ durant les jours : 21 juin et 21 Décembre, a) cas de $F_x = 197N$, b) cas de $F_x = -197N$	99
Figure 5.11. Déflexion de l'image des héliostats 1, 2, 11 et 14 durant les jours 21 juin et 21 Décembre : Cas F_x dans le sens de l'axe x (à gauche), cas F_x inverse le sens de l'axe x (à droite)	99
Figure 5.12. Déflexion du tube de torsion en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	104
Figure 5.13. Coefficient de sécurité en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	104
Figure 5.14. Poids des tubes en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	105
Figure 5.15. Déflexion du pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	107
Figure 5.16. Coefficient de sécurité sur le pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	108
Figure 5.17. Poids des tubes du pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur	109
Figure 5.18. Modèle CAO des trois héliostats	110
Figure 5.19. Distribution de la contrainte sur les trois héliostats	110
Figure 6.1. (a) : Carte annuelle de l'irradiation solaire mondiale sur une surface horizontale, (b) : Carte d'irradiation solaire normale directe annuelle en surface avec suivi du soleil à deux axes dispositifs	117
Figure 6.2. Station météorologique de l'URAER Ghardaïa	118
Figure 6.3. Evolution de l'irradiation normale directe	118

Figure 6.4. Modèle CAO du champ héliostatique du mini central solaire à tour de l'URAER, (a) : Vue dessus, (b) : Vue isométrique	119
Figure 6.5. Formes des récepteurs étudiés et leurs paramètres dimensionnels	120
Figure 6.6. Positions du soleil, (a) : Azimut, (b) : Zénith	120
Figure 6.7. Réflexion des rayons solaire sur le récepteur	121
Figure 6.8. Cartes de densité de flux au récepteur pour 8h, 10h et midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur en forme cube et Héliostats de forme carrée	123
Figure 6.9. Performance optique de mini centrale solaire à tour avec un récepteur en forme cube et des héliostats carrés	124
Figure 6.10. Cartes de densité de flux au récepteur pour midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur de forme cube, parallélépipède rectangle, trapèze et Héliostats de forme carrée	125
Figure 6.11. Effet de la forme du récepteur sur l'efficacité optique	126
Figure 6.12. Cartes de densité de flux au récepteur pour midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur de forme parallélépipède rectangle, héliostats de forme carrée, octogone et cercle	127
Figure 6.13. Effet de la forme de l'héliostat sur l'efficacité optique	127

LISTE DES TABLEAU

Tableau 1.1. Comparaison des quatre technologies de CSP	06
Tableau 2.1. Charge maximale moyenne du vent de	30
Tableau 2.2. Charge de pointe maximale du vent de	31
Tableau 2.3. Impact de rapport de forme sur les composants de charge de vent (sans l'effet de profil du vent)	37
Tableau 2.4. Impact de rapport de forme sur les composants de charge de vent (avec l'effet de profil du vent)	38
Tableau 2.5. Réduction des charges de vent pour les héliostats en fonctionnement et en position de rangement pour haute et faible densité de champ	43
Tableau 3.1. Coefficients aérodynamiques moyens maximaux de trois géométries (conditions d'écoulement à faible turbulence)	59
Tableau 4.1. Pression du vent sur la surface du miroir pour les quatre grilles	72
Tableau 4.2. Différences relatives entre les grilles	72
Tableau 4.3. Coefficients aérodynamiques maximaux de trois géométries (écoulement turbulence).	78
Tableau 4.4. Caractéristiques physiques des trois types d'héliostat	81
Tableau 4.5. Données météorologiques	82
Tableau 5.1. Paramètres exigés pour le quatre héliostats	88
Tableau 5.2. Coefficients des charges moyennes et de pointes du vent	89
Tableau 5.3. Valeurs maximales et moyennes quadratiques des charges de vent de pointes	90
Tableau 5.4. Valeurs des principaux paramètres utilisés dans la simulation de la déflexion	96
Tableau 5.5. Maximales et minimales déflexion de l'image du centre du miroir sur la cible	100
Tableau 5.6. Distance L_x et les masses de différentes parties du support miroir	102
Tableau 5.7. Coefficients de sécurité minimal et déflexion de la structure des héliostats	111
Tableau 5.8. Type, dimensions et quantité des pièces pour chaque élément de la structure des héliostats	112
Tableau 5.9. Quantité et le prix de la matière première pour chaque élément de la structure des héliostats	113
Tableau 6.1. Paramètres du mini central solaire à tour de l'URAER	119
Tableau 6.2. DNI mesurés en 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre	121

RÉSUMÉ

L'étude technico-économique et l'évaluation des centrales solaires à tour sont importantes pour réduire le coût de l'électricité. Car il doit être compétitif avec celui des combustibles fossiles. Pour atteindre un coût actualisé de l'électricité de 0,10 USD/kWh, les héliostats ne doivent pas coûter plus de 120 USD/m². L'un des principaux défis des centrales solaire à tour est la réduction du coût de champ héliostatique. La conception optimale, la sélection des pièces appropriées et les dimensions adaptées permettent une réduction significative du coût des héliostats. L'objectif de la présente thèse est d'étudier l'influence de la forme des héliostats de petites tailles sur les charges de vent, sur le coût des héliostats et sur l'efficacité d'une centrale solaire à tour. Pour cette raison et comme première étape, En utilisant la soufflerie et la simulation numérique, les charges de vent ont été déterminées sur trois formes d'héliostat (carré, octogone et cercle) dans des conditions d'écoulement aérodynamique laminaire et turbulent à vitesse uniforme et variable. Dans la deuxième étape de cette thèse, Sur la base des coefficients des charges de vent qui ont été déterminés dans la première étape, trois héliostats de petites tailles et de différentes formes sont conçus et dimensionnés ainsi que le coût de ces héliostats est déterminé. Enfin, pour améliorer l'efficacité du mini centrale solaire à tour 1TSC-DZ de l'URAER Ghardaïa, l'influence de la forme du récepteur et des héliostats sur le rendement optique de cette centrale solaire a été étudiée. Pour trois formes géométriques d'héliostats (carré, octogonale et circulaire) et trois formes géométriques de récepteur (cube, parallélépipède rectangle et trapèze), la densité du flux solaire sur le récepteur a été simulée utilisant un logiciel d'ingénierie optique *TracePro*. Cette simulation a été effectuée pour les trois jours : solstice d'été, solstice d'hiver et d'équinoxe. Les résultats montrent que la forme des miroirs au léger impact sur les charges de vent et les coûts des héliostats de petites tailles. Concernant l'efficacité de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa, la forme du récepteur a une influence importante sur le rendement optique. Alor que les formes des héliostats ont un léger impact sur le rendement.

Mots clés :

Centrale solaire à tour, Héliostats, charges de vent, distribution de flux solaire sur le récepteur, coût des héliostats.

Study of the mechanical and energy performance of solar tower power plants in the Algerian climate

ABSTRACT

The techno-economic study and evaluation of solar tower power plants are important to reduce its cost of electricity. Because it must be competitive with that of fossil fuels. To achieve a discounted electricity cost of \$ 0.10 / kWh, heliostats should cost no more than \$ 120 / m². One of the main challenges of solar tower power plants is reducing the cost of the heliostat field. Optimal design, selection of the right parts and the right dimensions allow a significant reduction in the cost of heliostats. The objective of this thesis is to study the influence of the shape of small heliostats on wind loads, on the cost of heliostats and on the efficiency of a tower solar power plant. For this reason and as a first step, using the wind tunnel and numerical simulation, the wind loads were determined on three heliostat shapes (square, octagon and circle) under laminar and turbulent aerodynamic flow conditions at uniform speed. and variable. In the second step of this thesis, On the basis of the wind load coefficients that were determined in the first step, three heliostats of small sizes and different shapes are designed and dimensioned as well as the cost of these heliostats is determined. Finally, to improve the efficiency of the URAER Ghardaïa 1TSC-DZ mini tower solar power plant, the influence of the receiver shape and the heliostats on the optical performance of this solar power plant was studied. For three heliostats shapes (square, octagonal and circular) and three receiver shapes (cube, rectangular parallelepiped and trapezoid), the solar flux density on the receiver was simulated using TracePro optical engineering software. This simulation was performed for the day of the summer solstice, the day of the winter solstice and the day of the equinox. The results show that the shape of the mirrors has a slight impact on wind loads and the costs of small heliostats. Regarding the efficiency of the URAER Ghardaïa mini tower solar power plant, the shape of the receiver has an important influence on the optical efficiency. So that the shapes of the heliostats have a slight impact on the efficiency.

Keywords:

Solar tower power plant, Heliostats, wind loads, solar flux distribution on the receiver, cost of the heliostats.

دراسة الأداء الميكانيكي والطاقي لمحطات الطاقة الشمسية ذات التركيز الشمسي في المناخ الجزائري

مُلخَص:

تعد الدراسة الفنية والاقتصادية وتقييم محطات توليد الطاقة الشمسية ذات الأبراج أمراً مهماً لتقليل تكلفة الكهرباء. لأنه يجب أن يكون منافساً للوقود الأحفوري. لتحقيق تكلفة كهرباء مخفضة تبلغ 0.10 دولار / كيلوواط ساعة ، يجب ألا تزيد تكلفة المروحيات عن 120 دولارًا / م². يتمثل أحد التحديات الرئيسية لمحطات توليد الطاقة في الأبراج الشمسية في تقليل تكلفة مجال الطاقة الشمسية. يسمح التصميم الأمثل واختيار الأجزاء المناسبة والأبعاد الصحيحة بتخفيض كبير في تكلفة المروحيات. الهدف من هذه الأطروحة هو دراسة تأثير شكل المروحيات الصغيرة على أحمال الرياح ، على تكلفة المروحيات وعلى كفاءة محطة برج الطاقة الشمسية. لهذا السبب وكخطوة أولى ، باستخدام نفق الرياح والمحاكاة العددية ، تم تحديد أحمال الرياح على ثلاثة أشكال من الهليوستات (مربع ، مثنى ، ودائرة) تحت ظروف التدفق الديناميكي الهوائي المضطرب والصفحي بسرعة موحدة ومتغيرة. في الخطوة الثانية من هذه الأطروحة ، على أساس معاملات حمل الرياح التي تم تحديدها في الخطوة الأولى ، تم تصميم ثلاث وحدات هليوستات ذات أحجام صغيرة وأشكال مختلفة وتحديد أبعادها بالإضافة إلى تحديد تكلفة هذه المروحيات. أخيرًا ، لتحسين كفاءة المحطة للطاقة الشمسية البرجية الصغيرة URAER Ghardaïa 1TSC-DZ ، تمت دراسة تأثير شكل المستقبل و الهليوستات على الأداء البصري لمحطة الطاقة الشمسية هذه. لثلاثة أشكال (مربعة ، مثنى ودائرية) وثلاثة أشكال مستقبلية (مكعب ، متوازي السطوح وشبه منحرف) ، تمت محاكاة كثافة التدفق الشمسي على جهاز الاستقبال باستخدام برنامج الهندسة البصرية TracePro تم إجراء هذه المحاكاة ليوم الانقلاب الصيفي ويوم الانقلاب الشتوي ويوم الاعتدال. تظهر النتائج أن شكل المرايا له تأثير طفيف على أحمال الرياح وتكاليف المروحيات الصغيرة. فيما يتعلق بكفاءة محطة الطاقة الشمسية البرجية الصغيرة URAER Ghardaïa ، فإن شكل جهاز الاستقبال له تأثير مهم على الكفاءة البصرية. بينما كان لأشكال الهليوستات تأثير طفيف على الكفاءة.

الكلمات الدالة :

محطة برج الطاقة الشمسية ، هليوستات ، أحمال الرياح ، توزيع التدفق الشمسي على جهاز الاستقبال ، تكلفة هليوستات.

INTRODUCTION GENERALE

Depuis le début de la révolution industrielle, la demande énergétique mondiale n'a pas cessé de croître. Après la seconde guerre mondiale, l'évolution de modes de vie de certains pays des deux continents l'Europe et l'Amérique, a entraîné une augmentation significative de cette demande. Aujourd'hui, l'apparition de nouvelles puissances économiques, telles que le Brésil, l'Afrique du Sud, l'Inde, la Chine et le Moyen-Orient, fait une augmentation plus rapide de la demande [1]. Ainsi, les perspectives d'utilisation de l'énergie dans le monde présentées dans l'International Energy Outlook 2016 (IEO2016) continuent de montrer une demande croissante au cours des deux prochaines décennies, la consommation énergétique mondiale totale est passée de 0.16 quadrillion kWh en 2012 à 0.24 quadrillions kWh en 2040, soit une augmentation moyenne de 1.7% par an [2].

L'impact négatif des combustibles fossiles sur l'environnement et les prix mondiaux élevés du pétrole à long terme continuent de soutenir l'utilisation accrue de sources d'énergie renouvelables non fossiles et de l'énergie nucléaire, ainsi que du gaz naturel, des carburants fossiles (les moins intensifs en carbone). Pour cette raison, de nombreux gouvernements des pays du monde encouragent l'utilisation de sources d'énergie non fossiles. Selon IEO2016, les énergies renouvelables sont la source d'énergie dont la croissance est la plus rapide au monde, avec un taux moyen de 2,6% par an entre 2012 et 2040 [2]. En 2014, l'énergie renouvelable a fourni environ 19,2% de la consommation d'énergie finale mondiale, et la croissance de sa capacité de production a continué de croître en 2015, avec une valeur estimée à 147 Gigawatts (GW) [3].

La source d'énergie solaire peut être convertie en électricité à travers diverses technologies, comme les panneaux photovoltaïques (PV) et centrales solaires à concentration (*concentrated solar power* 'CSP') [4]. Les panneaux PV convertissent l'irradiation solaire directement en électricité. Les systèmes photovoltaïques sont de plus en plus demandés par des particuliers en monde entier, car ces systèmes peuvent être utilisés (par exemple par des applications montées sur le toit) pour réduire les factures de consommation d'électricité [5]. Les technologies CSP sont des systèmes qui génèrent l'électricité de l'énergie solaire en convertissant la chaleur produite par la lumière solaire concentrée sur une petite surface. Généralement, la concentration est effectuée par des collecteurs (miroirs ou lentilles) qui ont une

forme plane ou parabolique. CSP est une option de production d'énergie potentiellement compétitive, en particulier dans les régions arides où la lumière directe du soleil est abondante [6, 7].

Motivations et objectifs

L'étude technico-économique et l'évaluation des centrales solaires à tour sont importantes pour réduire le coût de l'électricité. Parce qu'elles doivent être compétitives avec celui des combustibles fossiles. Les héliostats représentent entre 38-50% du coût d'installation de la centrale solaire à tour. Pour atteindre un coût actualisé de l'électricité de 0,10 USD/kWh, les héliostats ne doivent pas coûter plus de 120 USD/m².

Les héliostats sont généralement équipés d'un système de suivi à deux degrés de liberté en suivant le soleil pendant la journée. L'un des principaux défis des centrales solaires à tour est la réduction du coût de champ héliostatique. La conception optimale et la sélection des pièces appropriées, y compris la fondation, le mécanisme d'entraînement, le support structurel et la surface réfléchissante, ainsi que les dimensions adaptées permettent une réduction significative du coût des héliostats [8]. Le coût des matériaux pour les composants structurels des héliostats de grande taille est le plus sensible à la vitesse du vent prévue [9].

Donc, la problématique de ce travail de thèse est d'étudier expérimentalement et numériquement l'influence de la forme géométrique des héliostats sur les performances mécaniques et énergétiques d'une centrale solaire à tour et sur les charges du vent. Ainsi que son impact sur le coût des héliostats. Le principe de fonctionnement de ces héliostats s'articule sur la réflexion en précision des rayons du soleil sur le récepteur, qui transforme ensuite ces rayons en puissance.

Donc comme première étape, notre objectif porte sur l'influence de la forme des miroirs des héliostats sur les charges aérodynamiques et d'essayer de comprendre leur comportement lors des conditions d'un écoulement laminaire et uniforme. Comme deuxième étape, on déterminera les coefficients des charges de vent sur trois héliostats de différente forme dans des conditions similaires aux couches limite atmosphérique. Ensuite, comme troisième étape on étudiera l'aspect mécanique et économique des héliostats afin de bien comprendre leur fonctionnement et par la suite proposer des solutions pour minimiser les pertes optiques qui affectent remarquablement les performances de ces derniers, et d'essayer de réduire les coûts des héliostats par une étude comparative entre ces formes géométriques. Enfin, et comme

quatrième étape, on étudiera l'aspect optique de la mini centrale solaire à tour de l'Unité de Recherche Appliquée en Energies Renouvelables (URAER) Ghardaïa à afin d'améliorer leur performances énergétiques. Pour cette fin la thèse sera structurée comme suit :

Dans le premier chapitre nous présentons le principe de fonctionnement et le développement des technologies des centrales solaires à tour. Dans ce chapitre on a mentionné aussi les classes des héliostats et leur développement dans le monde.

Le deuxième chapitre est consacré à la définition des charges de vent à travers un travail bibliographique sur les recherches menées sur l'impact des charges de vent sur les héliostats afin d'optimiser la conception des héliostats et de réduire leur coût de réalisation.

Dans le troisième chapitre nous étudions l'effet de la forme du miroir d'un héliostat par des tests en soufflerie dans des conditions d'écoulement uniforme, laminaire et turbulent. Trois formes sont étudiées: la géométrie carrée, octogonales et circulaires. Chaque héliostat est testé dans une configuration autonome, c'est-à-dire sans la présence d'héliostats voisins. Dans les conditions d'écoulement uniforme et laminaire, les trois forces aérodynamiques et les quatre moments sont mesurés et rapportés pour un grand nombre de combinaisons d'angles de l'élévation et de l'Azimut. L'effet de la turbulence du vent est évalué pour une configuration spécifique de l'héliostat. La comparaison des charges aérodynamiques est effectuée sur la base du coefficient de force total.

Dans le quatrième chapitre, en parallèle avec l'étude expérimentale qui a été présenté dans le chapitre 3, nous étudions numérique les charges aérodynamiques dans les conditions de la couche limite atmosphérique. Dans ce chapitre et dans un premier temps, des tests numériques sur les charges aérodynamiques de l'héliostat à l'échelle de la soufflerie ont été réalisés. Les résultats numériques obtenus sont comparés avec les mesures disponibles dans la littérature afin de confirmer la fiabilité de la méthode de maillage et du modèle de turbulence sélectionné. Après cela, nous avons effectué une série de tests numériques sur les héliostats de forme géométrique carrée, octogone et cercle pour recueillir des informations sur l'impact de la forme géométrique du miroir sur les charges aérodynamiques. Enfin nous avons réalisé une simulation du vent sur trois types d'héliostats de différente conception à l'échelle réel pour obtenir des informations sur l'impact de la conception des héliostats sur les charges de vent.

Les tests numériques sont effectués dans des conditions similaires aux couches limite atmosphérique (Turbulence et profil de vent variable en fonction de la hauteur). Chaque héliostat est testé dans une configuration autonome, c'est-à-dire sans la présence d'héliostats

voisins. Les trois forces aérodynamiques et les quatre moments sont obtenus pour un grand nombre de combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut de l'héliostat. La comparaison de la charge aérodynamique est effectuée sur la base du coefficient de la force totale.

Le cinquième chapitre est destiné à l'étude l'effet de la forme géométrique des héliostats sur le coût et le comportement mécaniques des héliostats de petites tailles. Dans ce chapitre, nous avons effectué une étude comparative entre des héliostats de forme carrée qui sont fabriqués et installés dans le champ solaire du mini central solaire à tour de l'URAER Ghardaïa (1TSC-DZ) et des héliostats avec une nouvelle conception et de différentes formes géométriques de miroir. Le processus de cette étude commence par la détermination des charges de vent, puis l'erreur et la déflexion des rayons solaires sur le récepteur. Enfin le dimensionnement des différents composants des héliostats en termes d'exigences de résistance aux conditions météorologiques, de précision optique et de coût.

Le sixième et dernier chapitre du manuscrit est dédié à l'étude des performances optiques et énergétiques du mini central solaire à tour de l'URAER Ghardaïa. Pour différentes formes des héliostats et de récepteur, la densité du flux solaire sur le récepteur a été simulée utilisant un logiciel d'ingénierie optique *TracePro*. Cette simulation a été effectuée pour le jour du solstice d'été (21 Juin), le jour du solstice d'hiver (21 Décembre) et le jour d'équinoxe (21 Mars).

CHAPITRE 1. DEVELOPPEMENT TECHNOLOGIQUE DES CENTRALES SOLAIRES A TOUR ET DES HELIOSTATS

1.1. Introduction

L'énergie solaire à concentration (*Concentrating Solar Power* 'CSP') est une technologie d'énergie renouvelable utilise des collecteurs (miroirs ou lentilles) pour refléter et concentrer les rayons solaires sur des récepteurs afin de produire de l'électricité et de chauffer des processus industriels. Le terme «énergie solaire à concentration» est souvent utilisé comme synonyme de «énergie solaire thermique à concentration». Dans cette thèse, le terme CSP est utilisé dans un sens plus général pour englober à la fois la conversion de l'énergie solaire thermique à concentration (CST) et la conversion de l'énergie photovoltaïque à concentration (CPV). Les quatre principales technologies commerciales de CSP sont tour solaire (TS), système linéaire Fresnel (LF), systèmes cylindro-paraboliques (CP) et système dish-Stirling (DS). Ces technologies se distinguent par la façon dont elles focalisent les rayons du soleil et par la technologie utilisée pour capter l'énergie solaire (Figure 1.1) [8].



Figure 1.1. Principales technologies de CSP.

Une brève comparaison entre les technologies CSP est illustrée dans le tableau 1.1. Dans chaque ces technologies, une variété d'options peut être intégrées pour la disposition du champ solaire, le système de suivi, le type de récepteur, le fluide caloporteur (*Heat Transfer*

Fluids « HTF »), la technologie de stockage et le système de conversion de puissance. Les systèmes cylindro-parabolique et Fresnel ont des collecteurs linéaires. Ces collecteurs ont généralement un mécanisme à un seul axe pour suivre le soleil. En revanche, les systèmes à tour solaire et les systèmes Dish-Stirling contiennent des collecteurs ponctuels avec un mécanisme à deux axes.

La littérature technique montre que le sel fondu est largement utilisé comme fluide caloporteur (HTF) dans les centrales solaires commerciales. L'huile synthétique et la vapeur saturée sont également actuellement utilisées comme HTF dans les CSP. La vapeur surchauffée a été récemment introduite sous le nom de HTF. L'air sous pression et d'autres fluide, en particulier le CO₂ et le N₂, les nano-fluides et les particules en circulation sont en cours de développement pour les cylindro-parabolique et la tour solaire, tandis que l'hélium ou l'hydrogène est utilisé dans les Dish-Sterling [12, 13].

Tableau1.1. Comparaison des quatre technologies de CSP [12].

	Principales technologies de CSP			
	Systèmes cylindro-paraboliques	Central solaire à tour	Système linéaire Fresnel	Système Dish-Stirling
Collecteur solaire	Concentration linéaire	Concentration ponctuelle	Concentration linéaire	Concentration ponctuelle
Récepteur solaire	Mobile	Fixe	Fixe	Mobile
Cycle de conversion de puissance	RC, CC	RC, BC, CC	RC	RC, SC
Rapport de concentration	70-80	>1000	>60	>1300
Température moyenne de travail (°C)	Moyenne	Élevée (≥ 1000 °C)	Relativement basse	Élevée (≥ 1000 °C)
L'efficacité actuelle (%)	15 – 16	16 – 17	08 – 10	20 – 25
Efficacité maximale (%)	14 – 20	23 – 35	18	30
Capacité typique (MW)	10 – 300	10 – 200	10 – 200	0.01 – 0.025
Statut de développement	Commercialement prouvé	Commercial	Projet pilot	Démonstration
Perspectives d'amélioration	Limité	Tré présent	Présent	Via une production de masse

Concernant le stockage, le sel liquide fondu est déjà un moyen de stockage éprouvé pendant une longue période alors que la vapeur est généralement réservée à un stockage de courte durée. Des matériaux à changement de phase et un stockage compact de chaleur (réactions chimiques) sont en cours de développement [14]. Les systèmes de conversion de puissance (cycles thermodynamiques) sont actuellement les cycles de Rankine (RC), les cycles de

Brayton (BC), les cycles combinés (CC) pour les cylindro-parabolique, tour solaire et Fresnel et les cycles de Stirling (SC) pour la technologie des paraboles [12].

1.2. Principe de fonctionnement des centrales ST :

Le système tour solaire (Figure 1.2), également appelé centrale solaire à tour, est considérée comme une solution viable pour une énergie renouvelable et non polluante. Dans la centrale ST, un grand nombre de miroirs (héliostats) suivent le soleil individuellement sur deux axes. Les héliostats concentrent les rayons solaires sur un récepteur (foyer ponctuel) situé au sommet d'une tour, dans lequel le fluide caloporteur circule. En effet le fluide caloporteur peut atteindre des températures comprises entre 250 et 1000 °C selon le type de récepteur et de fluide caloporteur, ce qui permet de mettre en œuvre un cycle de Rankine (un cycle thermodynamique composé de deux transformations adiabatiques et de deux isobares. Son but est de transformer la chaleur en travail. C'est la base de la conception des moteurs à vapeur de tout type. [15]), ou même un cycle à gaz (Brayton) ou combiné.



Figure 1.2. Centrale solaire à tour.

Actuellement, trois principales technologies des centrales solaires à tour sont définies par le type de fluide caloporteur présent dans le récepteur : air, vapeur ou sel fondu qui est un mélange de nitrate de sodium et de potassium.

1.2.1. Systèmes à caloporteur air

Figure 1.3 montre le circuit de transfert de chaleur basé sur un schéma où l'air atmosphérique est aspiré à travers un récepteur poreux (treillis métallique ou céramique) où l'air est chauffé à environ 700°C par l'énergie solaire concentrée et, est utilisé pour générer de la vapeur entre

480-540 °C et 27 bars dans la chaudière pour faire entrainer la turbine. Le rendement total est assez faible pour une centrale à tour, à cause du faible coefficient de transfert de chaleur de l'air [14].

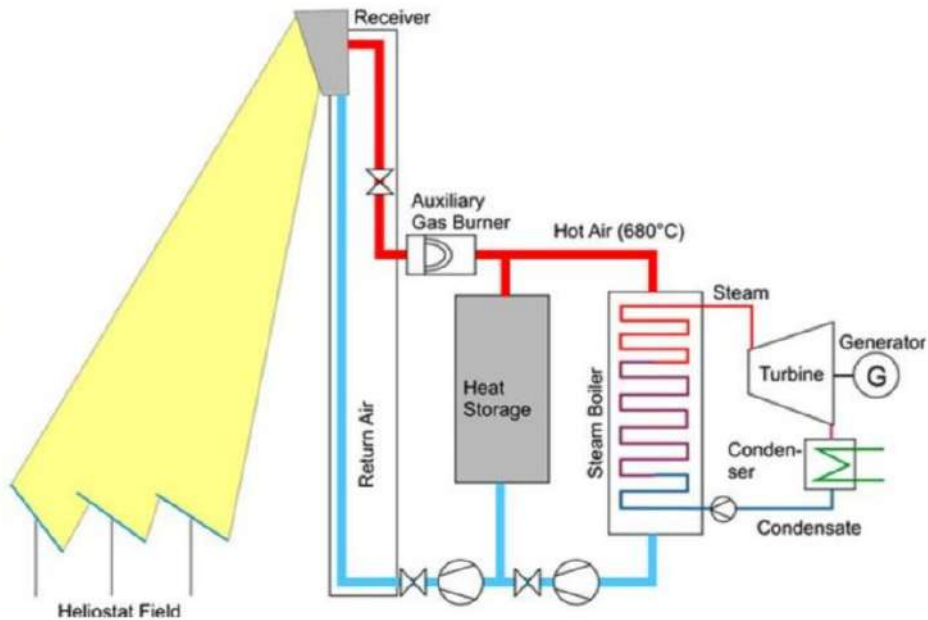


Figure 1.3. Principe de fonctionnement de la centrale ST à caloporteur air [16].

1.2.2. Systèmes à caloporteur vapeur

Dans les tours à vapeur direct (Figure 1.4), l'eau d'alimentation pompée à partir du bloc d'alimentation, est évaporée et surchauffée dans le récepteur pour produire de la vapeur, qui est ensuite introduite dans une turbine pour générer de l'électricité [17].

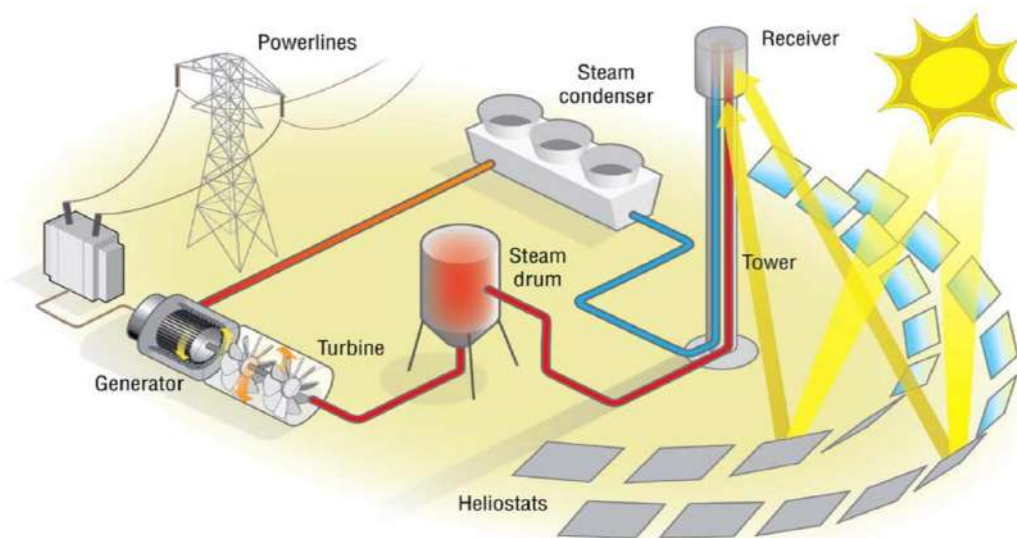


Figure 1.4. Principe de fonctionnement de la centrale ST à vapeur direct [18].

1.2.3. Systèmes à caloporteur sel fondu

Dans les tours au sel fondu, le sel à une température d'environ 290 °C est pompé d'un réservoir de stockage froid vers un récepteur, où la lumière solaire concentrée chauffe le sel à environ 565 °C. Le sel chaud est conservé dans un réservoir de stockage et, lorsqu'il est nécessaire de générer de l'électricité, il est pompé dans le générateur de vapeur afin de produire de la vapeur haute pression dans des conditions nominales comprises entre 100 et 150 bar et jusqu'à 540 °C. Le sel désormais plus froid du générateur de vapeur est renvoyé dans le réservoir de stockage de sel froid pour terminer le cycle. La vapeur sous pression alimente les turbines qui entraînent le générateur à produire de l'électricité. (Figure 1.5) [19].

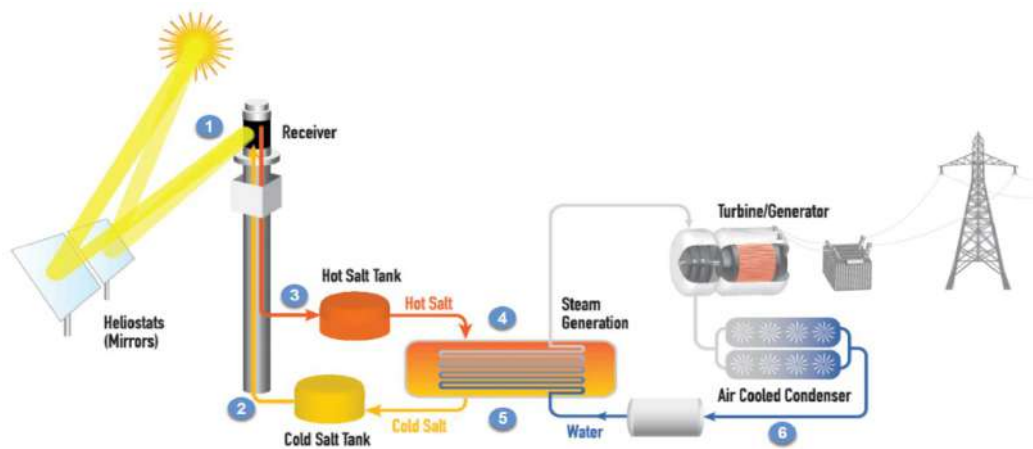


Figure 1.5. Principe de fonctionnement de la centrale ST au sel fondu [20].

1.2.4. Brève description des centrales à tour solaire existantes

Depuis les années 60, un grand nombre des centrales solaire à concentration ont été installées. En 1968, à Sant'Ilario, en Italie, le professeur Giovanni Francia avait construit un prototype opérationnel d'une petite centrale solaire à tour [12]. En 1981 trois centrales ont été construites, la première, la centrale Eurelios de capacité 1 MWe, a été installée à Adrano-Sicile en Italie, cette centrale dotée de 182 héliostats concentrent les rayons solaires sur un générateur de vapeur situé au sommet d'une tour de 55 m de hauteur, la vapeur entraîne un turbogénérateur qui fournit son énergie électrique au réseau existant du service public italien ENEL, un système de stockage de chaleur intégré à centrale Eurelios pour permettre à la centrale de fonctionner sans apport d'énergie solaire pendant environ une demi-heure [50 et 51]. La deuxième est la centrale d'Almeria- Espagne de capacité 500 KWe, elle fonctionne à 530°C, utilise du liquide de sodium comme fluide caloporteur pour transporter l'énergie du récepteur vers un échangeur de chaleur afin de produire de la vapeur pour une turbine à vapeur [51]. La troisième est construite à Nio en Japon, elle est de 800 KWe de capacité, elle

fonctionne à 249°C et caractérisée par un cycle thermique direct, autrement dit, le mouvement rotatif de la turbine est entraîné par la vapeur produite directement par le récepteur [51].

Aujourd'hui, il existe plus que 37 centrales solaires à tour en service dans le monde entier [21], certains d'entre eux sont conçu pour des objectifs de recherche et de tests scientifique et d'autres pour des objectifs commerciaux. Ceux-ci sont principalement orientés vers les systèmes conçus pour la production d'électricité, mais il existe des segments de marché important orienté vers la production de chaleur industrielle. La plupart de ces technologies solaires ont été investi par les pays qui reçoivent un taux d'ensoleillement élevé par an. Parmi eux, on trouve :

1.2.4.1. Hami 50 MW CSP Project

Hami 50Mw CSP Project (Figure 1.6) est une centrale solaire à tour commerciale réalisé dans la province du Xinjiang, chine. Hami est une centrale de récepteur qui utilise des sels fondus comme fluide caloporteur et comme système de stockage thermique. Il se compose d'un champ solaire et d'un bloc d'alimentation. La capacité de son turbogénérateur est de 50 MW, avec un rendement thermique de 43% à température ambiante de 19 °C. La contre-pression du condenseur à air est de 8,5 kPa. L'efficacité thermique du système de stockage thermique et de transfert de chaleur atteint 99% en fonctionnement. La capacité de stockage thermique est de 1 430 MWh, soit suffisamment pour faire tourner la turbine à plein rendement pendant 12 heures. L'énergie produite annuellement est de 198,3GWh [22].



Figure.1.6. Centrale solaire Hami 50Mw CSP Project [23].

1.2.4.2. Gemasolar :

Gemasolar est une centrale solaire commerciale (Figure 1.7), située à Fuentes de Andalucía, Espagne. Autour d'une tour de 140 m de hauteur, 2 650 héliostats de surface 115 m² répartis dans un immense cercle de 185 hectares. Ces héliostats concentrent les rayons solaires sur un récepteur solaire de 120 MWth. Un fluide caloporteur (sel fondus contenant 60% de nitrate de sodium et 40% de nitrate de potassium) vient du réservoir de stockage froid à travers le récepteur, où il est chauffé jusqu'à 565 °C, puis stocké dans un réservoir chaud ensuite le sel pompé vers un système de génération de vapeur. La vapeur sous pression entraîne une turbine à vapeur à deux cylindres Siemens SST-600 de 19,9 MWe (brute), qui est connectée à un générateur qui produit de l'électricité. Le système de stockage de Gemasolar peut être utilisé pour faire fonctionner la turbine pendant environ 15 heures après l'absence soleil. L'inauguration des travaux de la centrale Gemasolar a débuté en Février 2009 et, après 26 mois de construction, l'installation a été mise en service. [18 et 24].



Figure 1.7. Centrale solaire à tour Gemasolar [24].

1.2.4.3. Ivanpah :

En 2014, Les UAS a inauguré une centrale solaire commerciale Ivanpah (Figure 1.8) à Californie. Cette centrale comprend trois unités séparées, Ivanpah 1 a une capacité électrique de 126 MWe et Ivanpah 2 et 3 ont chacune 133 MWe. Elle est le plus grand système de tour d'énergie solaire commercial au monde. Le champ solaire d'Ivanpah de surface 1416,4 ha comprend 173 500 héliostats chacun de surface 15 m² et. Ces héliostats réfléchissent la lumière du soleil sur les trois tours de 140 mètres de hauteur. Lorsque la lumière solaire concentrée au récepteur, elle chauffe l'eau pour créer de la vapeur surchauffée. La vapeur est acheminée de la chaudière vers une turbine à vapeur conventionnelle pour produire de l'électricité [21 et 17].



Figure 1.8. Centrale solaire à tour Ivanpah.

1.2.4.4. Noor III:

En 2015, Maroc a inauguré les travaux sur la centrale solaire à tour Noor III (Figure 1.9) et, en Décembre 2018 cette centrale commerciale a commencée à produit de l'électricité. Elle comprend 7400 héliostats répartis en anneaux concentriques autour de la tour. Dans un immense cercle d'environ 600 hectares, des héliostats de surface totale 1 321 197 m² réfléchissent et concentrent les rayons solaires sur un récepteur solaire de 660 MWth, qui situé à une hauteur 140 m au sommet de la tour. Le sel fondu est pompé d'un réservoir de stockage froid à travers le récepteur où il chauffe, puis stocké dans un réservoir chaud. Du réservoir chaud, le sel est pompé vers un système de génération de vapeur. La vapeur surchauffée produite entraîne une turbine de 150 MWe (brute), qui est connectée à un générateur qui produit de l'électricité. La centrale de Noor III dispose d'un système de stockage de sels fondus qui permet à la centrale de continuer à produire de l'électricité en l'absence de lumière du soleil pendant environ 7,5 heures. [25, 26 et 27].



Figure 1.9. Centrale solaire à tour Noor III [25].

1.2.4.5. Jülich

La centrale solaire à tour Jülich, Allemagne (Figure 1.10), a été construite et achevée en 2008 par le centre aérospatial allemand (DLR) et l'institut solaire de Jülich (SIJ). Elle s'agit d'une installation démonstrative et expérimentale de puissance 1,5 MWe. Sur un terrain d'environ huit hectares contient un ensemble de 2 153 héliostats de 8.2 m² chacun. Ces héliostats suivent le mouvement du soleil et focalisent les rayons solaires sur un récepteur, monté au sommet d'une tour de 60 m de hauteur. Le récepteur est constitué d'éléments céramiques poreux conduisant un flux d'air aspiré de l'extérieur. Chauffé à environ 700 °C, l'air transfère sa chaleur à un circuit eau-vapeur dans une chaudière à récupération de chaleur. La vapeur générée dans la chaudière alimente une turbine couplée à un générateur qui produit de l'électricité. En raison du faible coefficient de transfert de chaleur de l'air, l'efficacité de cette installation n'est pas si élevée [14, 21 et 28].



Figure 1.10. Centrale solaire à tour Jülich.

1.2.4.6. PS10 et PS 20

La Figure 1.11 montre les centrales Planta Solar 10 et 20 (PS 10 et PS 20). Les deux centrales sont installées l'une à côté l'autre à Séville en Espagne. PS 10 est la première centrale solaire à tour produise de l'électricité connectée au réseau selon une approche purement commerciale. Elle doté de 624 héliostats de surface totale 75 216 m² concentrant le rayonnement solaire sur un récepteur placé au sommet d'une tour de hauteur 115 m. Ce système solaire est installé sur un terrain de 55 ha de surface. Le récepteur de PS10 est sous forme cavité afin de réduire autant que possible les pertes de rayonnement et de convection. Le rayonnement concentré sur le récepteur peut produit 100 000 kg/h vapeur de température 250 °C et de pression 40 bar. La vapeur sous pression alimente la turbine couplée à un générateur qui produit de l'électricité. La capacité brute de la turbine est 11.02 MWe [14, 21 et 29]. La centrale PS 20 a été mise en

service depuis 2009. Elle a été construite sur un terrain de 80 ha à côté de la tour PS10. Elle est un peu plus grande que PS 10, de sorte qu'elle est dotée d'une tour de hauteur 165 m et 1 255 héliostats de surface 120 m² chacun. La forme de récepteur et le cycle thermique est le même que chez PS 10 mais la puissance électrique de la turbine est supérieure, atteignant 20 MW [14 et 21].



Figure 1.11. Centrale solaire à tour PS10 et PS20.

1.2.4.7. Dahan

Cette centrale est située à Beijing, en Chine et a commencé à fonctionner en 2013. Elle s'agit d'une centrale de 1 MWe à des fins d'expérimentales et de démonstration. Sur un terrain d'environ 5.26 ha, la centrale Dahan (Figure 1.12) contient un ensemble de 100 héliostats de 100 m² chacun, d'un récepteur avec une ouverture de 25 m² monté au sommet d'une tour de hauteur 118 m, d'une turbine de capacité électrique 1 MW et d'un système de stockage thermique qui permet à la centrale de produire de l'électricité durant une heure d'absence du soleil [14, 21 et 30].



Figure 1.12. Centrale solaire à tour Dahan.

1.2.4.8. Khi

La figure 1.13 présente la centrale solaire à tour commerciale Khi. Elle est installée sur un site de 600 ha près d'Upington, Afrique du Sud. Elle est dotée de 4 120 héliostats de 140 m² chacun, d'une tour de hauteur 200 m, d'une turbine de capacité électrique 50 MWe et d'un système de stockage thermique qui permet à la centrale de produire l'électricité durant 2 heures d'absence du soleil. La centrale Khi est mise en service depuis 2016.



Figure 1.13. Centrale solaire à tour Khi.

1.2.4.9. Autres sous-développements

Il existe dans le monde plusieurs projets de centrale à tour sous-développement. Parmi eux on présente : Shangyi 50MW DSG Tower CSP project, Aurora et 1TSC-DZ. La première située à Shangyi, Province du Hebei, Chine. Elle est dotée d'un récepteur qui utilise la vapeur d'eau comme fluide caloporteur. La capacité électrique de son turbogénérateur est de 50 MW. Elle possède un système de stockage thermique permettant de produire de l'électricité pendant 4 heures à partir de l'absence du soleil [21].

La deuxième est la centrale solaire à tour Aurora, située en Australie, sa capacité électrique est de 150 MW (brute). Elle est dotée de 10 347 héliostats de surface totale 1.2 million m². Les héliostats concentrent les rayons solaires sur un récepteur fixé au sommet d'une tour de hauteur 195 m. Elle utilise le sel fondu comme fluide caloporteur. Et elle possède un système de stockage thermique permettant de produire de l'électricité pendant 8 heures à partir de l'absence du soleil. Les travaux sur la centrale sont inaugurés en 2018[21].

La troisième centrale est la mini centrale solaire 1TSC-DZ (Figure 1.14). Cette centrale est la première centrale qui a été installée en Algérie, elle est pour des fins expérimentales et démonstration, elle a été développée par l'équipe de recherche de l'unité de recherche

appliquée en énergies renouvelable (URAER), Ghardaïa. 1TSC-DZ doté de 17 héliostats de surface 1.4 m^2 chacun, concentrant le rayonnement solaire sur un récepteur placé au sommet d'une tour de 8 m hauteur. Ce système solaire est installé sur un terrain de 437 m^2 , Sa capacité électrique est 10 kW. [28].



Figure 1.14. Centrales solaires à tour 1TSC-DZ.

1.3. Héliostats

Les héliostats sont des miroirs utilisés dans les centrales solaires à tour pour concentrer pendant la journée, la lumière du soleil au sommet d'une tour et sur une petite surface (absorbeur). Le développement des héliostats aidera également à résoudre les problèmes existants tels que le coût élevé de l'installation et la résistance aux conditions météorologique du site. De nombreuses opportunités existent pour promouvoir le potentiel des héliostats, donc plusieurs tentatives de recherche ont été effectuées pour augmenter leur efficacité. Dans ce contexte, le développement technologique des héliostats sur différents aspect de conception et de fabrication sera discuté.

1.3.1. Principaux composants de l'héliostat

Un héliostat est un dispositif mécanique permettant la réflexion des rayons solaire sur un récepteur durant la journée. Comme présenté dans la Figure 1.15, les principaux systèmes de fonctions de l'héliostat et leurs composants associés sont les suivants : le reflétant de la lumière du soleil (Miroirs), le support de miroir, la mise en terre (Pylône et Fondation), le système de contrôle de mouvement et système d'entraînement de mouvement.

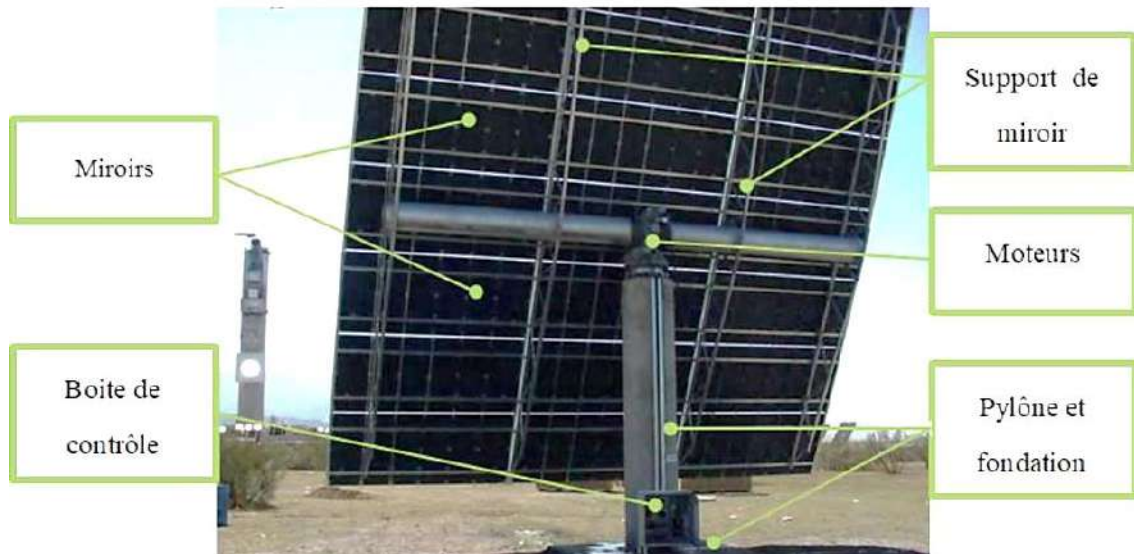


Figure 1.15. Différents composent de l'héliostat.

1.3.1.1. Miroirs

La réflectivité des rayons solaire peut être effectuée par des miroirs en verre, films réfléchissants, miroirs en plastique et métaux polis. Quel que soit le type utilisé de ces réflecteurs le taux de la réflectivité (réflectance) inférieur à 100%. Selon l'étude de Coventry et al. [37], les deux premiers types des miroirs sont les options actuelles les plus appropriées pour les réflecteurs des héliostats, car ils sont relativement peu coûteux, durables, de réflectance élevée et acceptés par l'industrie.

1.3.1.2. Support des miroirs

Les centrales solaire à tour utilisent principalement des héliostats de type T avec une structure métallique et des facettes en verre. La structure de support des miroirs en acier est souvent constituée de plusieurs traverses qui sont montées sur un tube d'élévation horizontal. Le tube d'élévation et le pylône forment ensemble un «T» et sont reliés l'un à l'autre par le système d'entraînement pour les mouvements de rotation Azimut et Elévation. La déformation de la structure de l'héliostat qui est dû par la gravité et les charges de vent a un impact important sur le rendement énergétique annuel de la centrale solaire à tour [38]. Pour cette raison, la structure des héliostats doit être suffisamment rigide et moins coûteuse.

1.3.1.3. Pylône et fondation

Le pylône est un support vertical portant les miroirs et le support miroirs. Il est conçu pour supporter le poids de tous les composants de l'héliostat et résister aux aléas météorologiques et sismiques, aux vibrations du support miroirs. Il est souvent fabriqué en tube métallique.

Une fondation en béton ancrage l'héliostat au sol, cette solution de fixation est la plus répandue surtout pour les grands héliostats.

1.3.1.4. Systèmes de contrôle

Les systèmes de contrôle pour les champs d'héliostats sont conçus pour focaliser les rayons solaires sur un récepteur avec précision et minimum d'erreur. Ces erreurs de concentration généralement dû par plusieurs paramètres comme l'effet du vent et la température sur toute la structure des héliostats, les jeux des articulations et des moteurs, et les erreurs des algorithmes et des calculs mathématiques. Les erreurs de focalisation des rayons solaire sur le récepteur peuvent contrôler par des caméras. Ces caméras peuvent capter les erreurs ensuite les transformer à la carte de contrôle pour corriger la position finale. Le système de contrôle généralement composé des caméras, des cartes électroniques et des algorithmes de contrôle utilisés pour fournir les signaux aux moteurs d'entraînement pour maintenir la position de concentration par rapport au soleil.

1.3.1.5. Système d'entraînement de mouvement

Les héliostats suivent le soleil par deux mouvements : Azimutal et Elévation. L'entraînement de ces mouvements rotationnels est effectué par un système d'entraînement de mouvement qui se compose des actionneurs (moteur, vérin, ...etc.) et des réducteurs. Selon l'aperçu de Coventry et al. [37], Ces systèmes d'entraînement de mouvement des héliostats ont longtemps été l'un des principaux facteurs de coût des héliostats. Cependant, certains développeurs de technologie pensent que les systèmes linéaires sont moins chers et peuvent remplacer complètement les moteurs-réducteurs à engrenages [36].

1.3.2. Design de l'héliostat

Plusieurs héliostats de différent design sont réalisés dans le monde. Par exemple, On trouve des héliostats de différentes taille de 1 à plus que 200 m², des héliostats de différents forme de la zone réfléchive (carré, rectangle, cercle ...) et des héliostats de différents système d'entraînement de mouvement (moteur avec réducteur vis sans fin, vérins, moteur avec réducteur en chaine, système de jante...). On peut classer les héliostats trouvés dans littérature en deux parties : les héliostats commerciaux et les héliostats sous-développement. Les héliostats commerciaux sont les héliostats des centrales solaires à tour commerciaux qui sont en cours de produire l'électricité. La plupart de ces héliostats sont de type T et de forme carré ou rectangulaire. Les héliostats sous- développement sont des héliostats à l'échelle

expérimentale et en cours de développement. Nous allons essayer de présenter certain nombre d'héliostats de deux classes d'héliostats.

1.3.2.1. Héliostat ASUP 140

En raison de la tendance actuelle à réduire les coûts de production d'électricité, Abengoa a Développé en 2012 un héliostat ASUP 140 de 138,7 m² avec des facettes combinées en une feuille de verre de 2 mm d'épaisseur avec un support en panneaux sandwich (Figure 1.16). Grâce au mécanisme d'entraînement hydraulique, une rotation azimutale complète est possible. Les paliers de l'axe d'élévation sont en dessous du tube de torsion continu pour éviter les grandes dimensions des paliers. L'ASUP 140 a été validée grâce à un processus exhaustif qui comprenait des essais en soufflerie, des essais structurels et optiques et un fonctionnement sur le terrain des prototypes à la Solúcar Solar Platform. Le nouvel héliostat est installé à centrale solaire à tour commerciale Khi Solar 1, Afrique du Sud [36, 40].



Figure 1.16. Gauche : héliostat ASUP 140 (Abengoa) ; Droite : vue de face, Vue Arrière [3336,3740].

1.3.2.2. Héliostat LH 2.2 de BrightSource

En 2013, BrightSource a finalisé l'installation des héliostats LH 2.2 (Figure 1.17, gauche) pour centrale solaire à tour commercial Ivanpah [14]. La zone réfléchive de LH 2.2 est en deux facettes de surface totale 15,2 m². Ses facettes sont attachées à la structure de support miroir par des contacts ponctuel. Le pylône est fixé directement au sol sans coulage de la fondation en béton. Le support de palier est en fonte (Figure 1.17, droite). Il est formé de manière à ce que le palier soit au-dessus du tube de torsion pour un meilleur équilibrage de poids [36].



Figure 1.17. Gauche : héliostat LH 2.2 de BrightSource ; Droite : support de palier [1417, 3336].

1.3.2.3. Héliostat de SENER

En 2015, SENER a commencé d'installer des héliostats de nouvel design dans le central solaire commercial NOOR III, Ouarzazate, Maroc. Héliostat de SENER a 54 facettes réfléchives de surface totale d'environ $175,7 \text{ m}^2$ (Figure 1.18). Les facettes réfléchives sont des miroirs de 3 mm d'épaisseur renforcé d'un support en acier embouti, galvanisé et collé à la face arrière du miroir [38]. Le pylône des héliostats est en béton. Les mouvements Azimute et Elévation sont actionnés par des actionneurs hydrauliques. Ces dernières sont précis et rentables, en particulier pour les charges élevées et donc pour les gros héliostats.



Figure 1.18. Héliostat de SENER de 175.7 m^2 [41].

1.3.2.4. HSP-Heliostat

En 2005, CSIRO, le Centre énergétique de Newcastle en Australie a installé un champ de HSP-heliostat pour leur mini central solaire expérimental (Figure 1.19). La zone réfléchive de l'héliostat est fabriquée par une seule facette de surface $1.84 \times 2.44 \text{ m}^2$. Cette taille a été choisie car elle était disponible en taille de feuille de miroir standard. Le mouvement de suivi

du soleil de l'héliostat est basé sur deux actionneurs linéaires (vérins). Par conséquent, le choix des entraînements linéaires et de miroir flexible standard peut réduire le coût des héliostats [42].



Figure 1.19. Entraînement linéaire pour l'héliostat de CSIRO [42].

1.3.2.5. Héliostat SCS5

L'héliostat SCS5 (Figure 1.20) est développé par la société privée eSolar qui est spécialisée dans le développement des technologies des centrales solaires à concentration (CSP) [43]. La partie réfléchissante est un miroir de surface approximé 2 m^2 . Le design héliostatique est le plus petit disponible dans le marché. Les miroirs plats sont suivis individuellement à l'aide d'un système de moteur pas à pas hybride, et montés sur un support fabriqué en tube d'acier. Les héliostats sont supportés sur une structure en treillis, lestés et partagés avec d'autres héliostats. Le poids (à l'exclusion de la fondation) est de 20 kg/m^2 . La vitesse maximale du vent résisté est de 49 m/s . La structure rigide du trépied réduit les charges sur les pylônes et les fondations. Les héliostats SCS5 n'ont pas été installés entièrement dans une centrale solaire commerciale, mais eSolar a démontré sa technologie à la Sierra Sun Tower de 5 MWe , qui est opérationnelle depuis 2009.



Figure 1.20. Héliostats SCS5 de 2 m² [43].

1.3.2.6. Héliostat Stellio

Stellio (Figure 1.21) est la dernière conception d'héliostat développée par *Schlaich Bergermann Partner* (SBP) pour la Centrale solaire Hami 50MW CSP Project [22]. L'héliostat Stellio est de surface 48 m². Sa forme pentagonale permet de réduire l'ombrage et le blocage, tout en permettant une disposition de champ compacte. Une haute précision optique à faible coût est obtenue par une méthode d'assemblage facile à base de gabarit. Les mesures ont confirmé la haute précision optique des miroirs. Stellio est conçu pour réduire les coûts et améliorer les performances des grandes centrales [46].

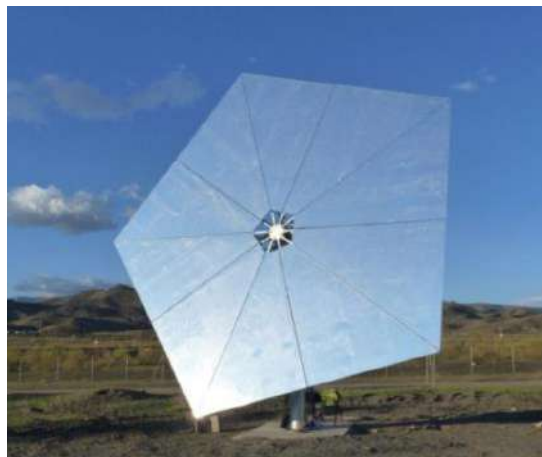


Figure 1.21. Héliostats Sellio [44].

1.3.2.7. Héliostat Pitch/Roll de l'Université Amrita

L'héliostat Pitch/Roll de l'Université Amrita (Figure 1.22) est un prototype d'un héliostat de double actionneur linéaire modélisé et développé par Freeman et al. [45]. Les héliostats Pitch/Roll présentent de nombreux avantages, notamment un potentiel de coût réduit et une

densité de champ héliostatiques plus élevées à cause de la liaison ponctuel entre le miroir et le pylône qui permet aux héliostats positionnés plus près les uns des autres.



Figure 1.22. Héliostat Pitch/Roll de l'Université Amrita [45].

1.3.2.8. Héliostat de DLR (héliostat de jante)

Pfah et al. [44] ont installé un nouveau prototype d'héliostat à jante dans le champ héliostatique de la centrale à tour de Jülich, Allemagne de DLR, Centre Aérospatial Allemand (Figure 1.23), pour l'étudier expérimentalement, ensuite le développer. Le nouveau prototype d'héliostat d'un coût cible de 100 USD/m² et de miroir 9 m² de surface. Concernant les jantes, les charges sur les actionneurs sont faibles et le jeu des moteurs peut être relativement élevé à cause des bras de levier longs (distance entre les entraînements et le centre de rotation), ce qui permet d'utiliser des moteurs à faible coût.



Figure 1.23. Actionneurs de jante de l'héliostat DLR [34].

1.3.2.9. Héliostat de suspension (Solaflect Energy)

Solaflect héliostat est composé de 16 facettes de verre de 1 m^2 maintenues en position par des câbles tendus à partir d'un poteau perpendiculaire et central aux miroirs (Figure 1.24). L'absence de traverses (poutrelles) et le tube d'élévation horizontal entraîne la réduction du poids et les charges sur le pylône et les actionneurs de mouvement [45, 49]. La tension du câble est ajustée via des tiges filetées. L'inconvénient de la conception est que le nettoyage conventionnel des miroirs n'est pas possible les robots de nettoyage pourraient être une solution.



Figure 1.24. Solaflect héliostat [49].

1.3.2.10. HelioTower

HelioTower (Figure 1.25) est un héliostat développé par société holding IP issue de Solar Millenium et de surface 36 m^2 . Les principales caractéristiques sont un mode de poursuite d'axe primaire horizontal avec les deux axes actionnés par des actionneurs linéaires, un pylône fabriqué en tôle qui est décentré pour permettre la plage de poursuite nécessaire et un miroir de forme octogonale pour permettre un espacement plus dense pour une perte minimal de la surface réfléchive [36, 39].



Figure 1.25. HelioTower héliostat [36].

1.3.2.11. Héliostat de l'URAER (Algérie)

L'Unité de Recherche Appliquée aux Energies Renouvelables (URAER) de Ghardaïa en Algérie a conçu et fabriqué pour son installation d'essai de mini centrale solaire à tours (1TSC-DZ) des héliostats de 1.44 m^2 de surface (Figure 1.26). L'héliostat est principalement caractérisé par son faible coût qui est moins de 200 USD/m² compris tous ses composants sans la fondation. Aussi bien que la facilité et la rapidité de sa fabrication. La structure de support est composée d'un tube de torsion, d'un socle et d'un cadre supportant le miroir en PVC. Le pylône et le tube de torsion sont en tube d'acier. Deux actionneurs linéaires utilisés pour le mouvement horizontal et vertical de l'héliostat. L'utilisation des actionneurs linéaires et la petite taille de la surface réfléchive permettent de réduire les charges de vent sur différent composants, ainsi que la réduction des coûts.

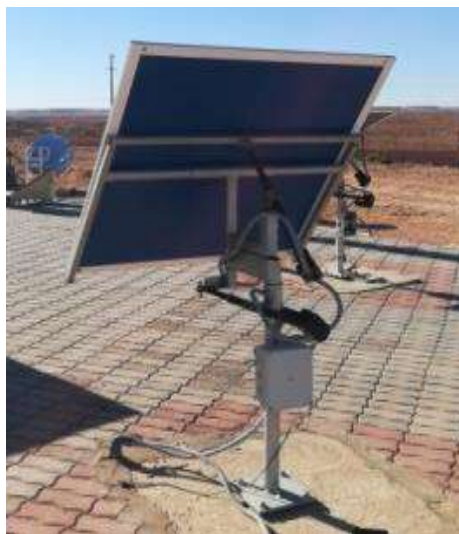


Figure 1.26. Héliostat d'URAER (Algérie).

1.4. Conclusion

Le champ d'héliostats contribue généralement à environ 40% de coût totale d'installés d'une centrale à tour à énergie solaire [32, 33 et 34], ils doivent donc être relativement peu coûteux pour que le coût de l'énergie de la centrale ST soit compétitif par rapport à celui des combustibles fossiles. Il est possible d'atteindre cet objectif par la réduction à la fois de la superficie du terrain (c'est-à-dire l'empreinte au sol) et du nombre d'héliostats pour une énergie fixe collectée [33] et, par la minimisation du coût de fabrication et d'installation des héliostats. Pour que le coût moyen de l'électricité soit de 0,10 USD/kWh, les héliostats ne doivent pas dépasser 120 USD/m² [34].

CHAPITRE 2. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE DES CHARGES DE VENT SUR LES HELIOSTATS

2.1. Introduction

La haute réflectivité, la résistance structurelle, la haute précision optique et la haute précision de suivi sont des caractéristiques indispensables pour chaque conception d'héliostat utilisée dans une centrale solaire à tour [52]. Les héliostats subissent des forces aérodynamiques causées par le vent qui peuvent entraîner une défaillance mécanique si elles ne sont pas prises en compte dans la conception. De plus, elles peuvent également augmenter le coût du champ d'héliostat [51]. Par conséquent, La connaissance des charges de vent est importante pour le design et dimensionnement des héliostats.

2.2. Méthodes de détermination des charges de vent

Les charges de vent pourraient être déterminées par quatre méthodes. La première méthode est l'exposition des modèles d'héliostat à échelle réelle au vent atmosphérique. A cause de la faible reproductibilité des conditions de vent cette méthode est souvent utilisée pour caractériser un héliostat installé dans une zone connue et pour une longue période. La deuxième méthode, est la méthode de calculs numériques (computational fluid dynamics, CFD). La troisième méthode est les tests physiques en soufflerie à l'échelle réduite des modèles héliostats. La quatrième, la dernière méthode est le calcul numérique utilisant des formules mathématiques qui sont en fonction des paramètres dimensionnels des héliostats, en fonction de la pression dynamique du vent et en fonction des coefficients nommés des charges de vent obtenus à partir de la littérature.

2.3. Caractéristiques du vent

Les héliostats sont exposés aux conditions couche limite atmosphérique (CLA). Ils subissent des forces aérodynamiques causées par le vent qui peuvent entraîner une défaillance mécanique si elles ne sont pas prises en compte dans la conception. Le flux de vent dans l'CLA dépend fortement des caractéristiques du terrain entourant le champ de l'héliostat. Par conséquent, la détermination avec précision les charges de vent maximales et dynamiques dans la couche limite atmosphérique est très utile, car elles aident les scientifiques à ajuster

les codes de pratique aux conceptions des structures des héliostats résistantes au vent et à appliquer les codes à la modélisation en soufflerie et à la simulation numérique.

Les principales caractéristiques du vent sont décrites par le profil de la vitesse moyenne et de l'intensité de turbulence, la fonction de distribution de probabilité (PDF) de la vitesse et de la direction du vent, et la distribution spectrale de puissance (PSD) des fluctuations de vitesse.

La figure 2.1 montre la PDF et la rose du vent, elles sont déterminés à partir des données météorologique collectées durant l'année 2015 à 10 m de hauteur et pour le site de la mini centrale solaire à tour (1TSC-DZ) qui située au sud de l'Algérie Ghardaïa. On peut observer que la PDF de la vitesse du vent suit une distribution de Weibull et que la majorité des valeurs sont inférieures à 10 m/s, ce qui est le seuil maximum typique pour le fonctionnement des héliostats.

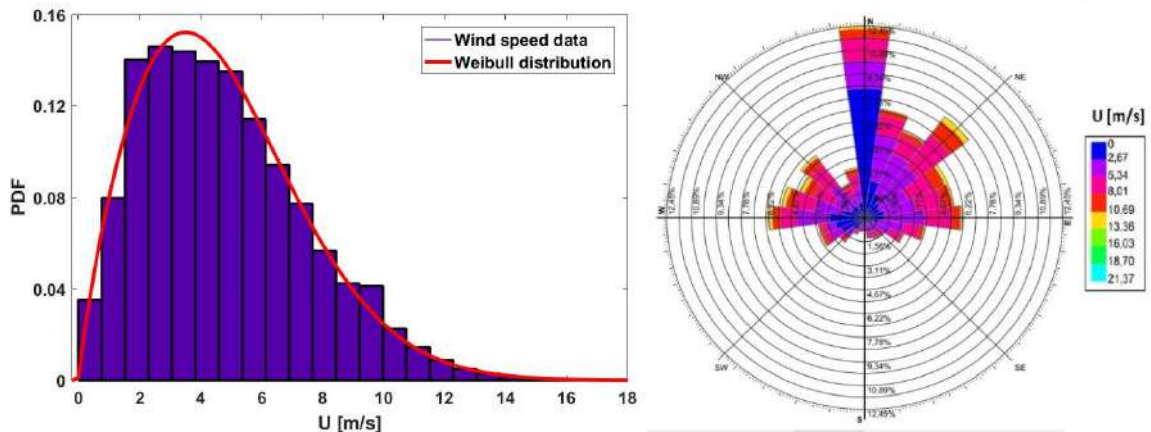


Figure 2.1. Fonction de densité de probabilité (gauche) et rose de vent (droite).

La distribution Weibull est utilisée pour ajuster une courbe de fréquence à une large gamme de données de vent enregistrées [53]. L'équation paramétrique de Weibull est présentée comme suit :

$$f(U) = \left(\frac{k}{c}\right) \left(\frac{U}{c}\right)^{k-1} \exp \left[-\left(\frac{U}{c}\right)^k \right] \quad (2.1)$$

Où k et c (m/s) sont les paramètres de forme et d'échelle respectivement. U est la vitesse du vent moyenne.

Le profil de vitesse du vent à partir du sol vers le haut $U(z)$ est présenté dans la figure 2.2 à gauche. En aérodynamique, il est courant de décrire le profil $U(z)$ en utilisant l'approche de la loi de puissance [55] (voir la formule (2.2)).

$$\frac{U(z)}{U(z_{ref})} = \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^n \quad (2.2)$$

Où $U(z_{ref})$ est la vitesse du vent à la hauteur z_{ref} , généralement z_{ref} utilisé est 10m.

L'exposant de la loi de puissance n est en fonction de la rugosité de surface de la terre. Les zones typiques des centrales solaires à tour sont des surfaces ouvertes avec des arbres et des bâtiments uniques. La valeur correspondante pour n dans l'approche de la loi de puissance est $n = 0,15$ [54].

L'intensité de la turbulence exprime l'intensité de la vitesse fluctuante du vent. Elle est le rapport de l'écart type de la vitesse du vent fluctuante σ_u par rapport à la vitesse moyenne du vent. Le profil de l'intensité de turbulence (fig. 26 à droite) peut s'écrire comme suit:

$$I_u(z) = \frac{\sigma_u}{U(z)} \quad (2.3)$$

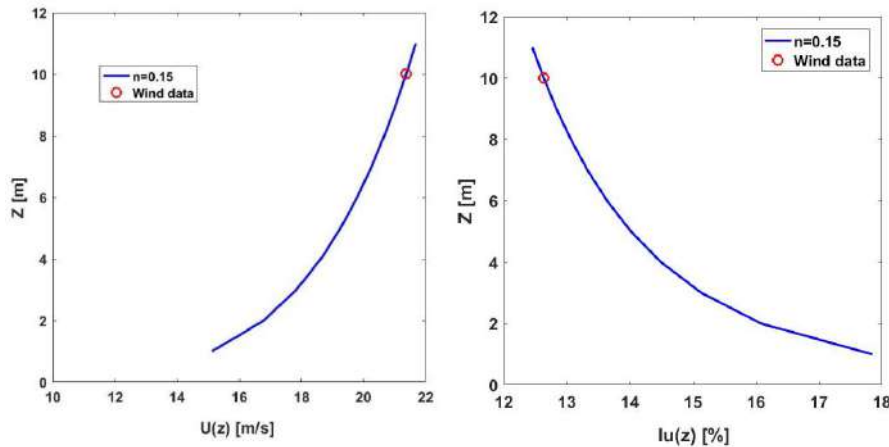


Figure 2.2. Profils de vitesse moyenne (à gauche) d'intensité de turbulence (à droite).

2.4. Définition des charges de vent sur les héliostats

Le fonctionnement des héliostats est de suivre le soleil et de réfléchir ses rayons sur un récepteur. Durant la nuit ou pendant les périodes nuageuses ou très venteuses les héliostats prennent la position de rangement (les miroirs en position horizontales). La perte d'efficacité du champ solaire est peut être due à la déformation des miroirs qui sont sous les charges du

vent. Dans les champs, les héliostats sont regroupés pour former un système composé d'unités individuelles. Les charges de vent sur un héliostat isolé peuvent être considérées comme une référence pour caractériser les performances mécaniques et optiques du champ. Jusqu'à présent, les estimations des charges de vent sur les héliostats dépend principalement des tests en soufflerie. Ces tests peuvent générer des données détaillées et supplémentaires qui ne sont pas disponibles dans les mesures sur le terrain.

2.4.1. Coefficients de force et de moment

Les coefficients de la force et du moment (charges du vent) sont des nombres adimensionnels utilisés pour quantifier les forces et les moments de vent exercés sur les héliostats. Ils sont toujours associés à la surface de l'héliostat et à la pression dynamique du vent. Pour les héliostats avec de zone réfléchive de forme carrée, on trouve plusieurs chercheurs qui ont effectué des essais en soufflerie pour déterminer les coefficients de composantes des charges du vent sur les héliostats. Par exemple, on présente, Peterka et Derickson [54], Pfahl et al. [55] et Wu et al. [56]. Les valeurs qui ont été fournies par ces chercheurs sont illustrées dans les tableaux 2.1 et 2.2.

Tableau 2.1. Charge maximale moyenne du vent de [54, 55 et 56].

	Peterka	Pfahl	Wu	Peterka	Pfahl	Wu
	Max (C_{F_x})			Max (C_{F_z})		
β	0	0	0	0	0	0
α	90	90	90	30	30	30
Valeur	2.0	1.4	1.5	1.35	0.9	1.0
	Max (C_{M_y})			Max (C_{M_z})		
β	0	0	0	65	60	60
α	90	90	90	90	90	90
Valeur	2.0	1.6	1.5	0.25	0.15	0.18
	Max (C_{MH_y})					
β	0	150	0			
α	30	30	30			
Valeur	0.25	0.26	0.18			

Généralement, dans une soufflerie, les résultats obtenus sont les composants de force et de moment, ainsi que la pression dynamique du vent. Utilisant ces résultats dans les expressions mathématiques de (2.4) à (2.10), on peut calculer les coefficients de composants de la charge du vent. Ces coefficients sont définis dans le système de coordonnées proposé par Peterka et al. [57] (voir la figure 2.3).

Tableau 2.2. Charge de pointe maximale du vent de [54, 55 et 56].

	Peterka	Pfahl	Wu	Peterka	Pfahl	Wu
	Max (C_{F_x})			Max (C_{F_z})		
β	0	0	0	0	0	0
α	90	90	90	30	30	30
Valeur	4.0	-	3.3	2.8	-	2.1
	Max (C_{M_y})			Max (C_{M_z})		
β	0	0	0	65	60	60
α	90	90	90	90	90	90
Valeur	4.5	-	3.2	0.7	-	0.5
	Max ($C_{M_{Hy}}$)					
β	0	150	0			
α	30	30	30			
Valeur	0.6	-	0.55			

Coefficient de force de traînée F_x qui est une force horizontale au sol et verticale à l'axe d'élévation de miroir :

$$C_{F_x} = \frac{F_x}{Q * A} \quad (2.4)$$

Coefficient de force de traînée F_y qui est une force horizontale le long de l'axe:

$$C_{F_y} = \frac{F_y}{Q * A} \quad (2.5)$$

Coefficient de force de portance F_z qui est une force verticale au sol :

$$C_{F_z} = \frac{F_z}{Q * A} \quad (2.6)$$

Coefficient de moment fléchissant M_x qui est un moment à la base du pylône autour de l'axe horizontal x :

$$C_{M_x} = \frac{M_x}{Q * A * H} \quad (2.7)$$

Coefficient de moment fléchissant M_y qui est un moment à la base du pylône autour de l'axe horizontal y :

$$C_{M_y} = \frac{M_y}{Q * A * H} \quad (2.8)$$

Coefficient de moment Azimutal M_z qui est un moment autour de l'axe vertical z :

$$C_{M_z} = \frac{M_z}{Q * A * b} \quad (2.9)$$

Coefficient de moment M_{Hy} appliqué sur la liaison d'élévation de miroir autour l'axe y:

$$C_{M_{Hy}} = \frac{M_{Hy}}{Q \cdot A \cdot h} \quad (2.10)$$

Où : ρ est la masse volumique de l'air [kg/m^3] ; U est la vitesse moyenne de vent [m/s] ; A est la surface du miroir [m^2] ; H est la distance entre la terre et l'axe d'élévation de miroir [m] ; h la hauteur du miroir [m] ; b est la largeur de miroir [m] et Q est la pression dynamique du vent [N/m^2], on peut la calculer par l'équation (2.11).

$$Q = \frac{1}{2} * \rho * U^2 \quad (2.11)$$

Peterka et Derickson [54] ont fourni la formule (2.12) pour calculer le moment fléchissant à la base du pylône M_y . Selon eux, M_y est la somme du moment de la force F_x à la base du pylône et le moment M_{Hy} à l'axe d'élévation.

$$M_y = F_x * H + M_{Hy} \quad (2.12)$$

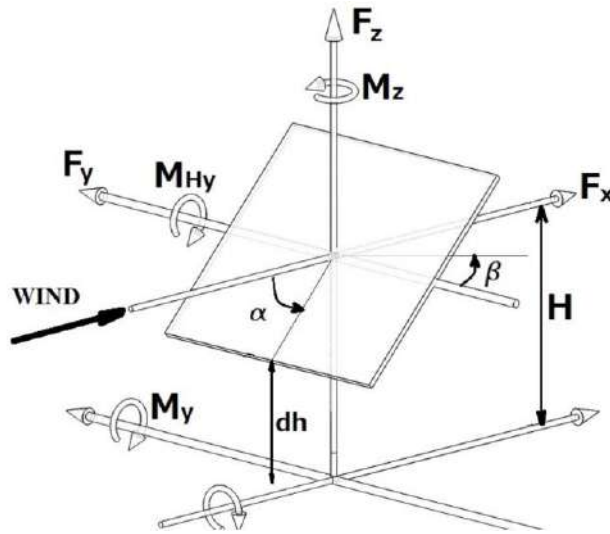


Figure 2.3. Système de coordonnées et de longueurs caractéristiques.

Pfahl et al [55] ont défini la formule (2.13) qui est la plus précise que la formule (2.12) pour calculer le moment fléchissant à la base du pylône M_y en fonction de la force de traînée F_x et le moment M_{Hy} autour l'axe d'élévation. Dans cette formule Pfahl et al [55] ont décomposé la force F_x en deux forces, la force exercée sur le miroir F_{xPa} et la force exercée sur le pylône F_{xPy} .

$$M_y = M_{Hy} + F_{xPa} \cdot H + F_{xPy} \cdot \frac{H_p}{2} \quad (2.13)$$

Où F_{xPy} est la charge horizontale sur le pylône, elle peut être calculée utilisant coefficient de la charge du vent sur un cylindre $C_{Py} = 0.7$. F_{xPa} est la charge horizontale sur le miroir. H_p est la hauteur du pylône qui n'est pas cachée par le miroir (voir figure 2.4).

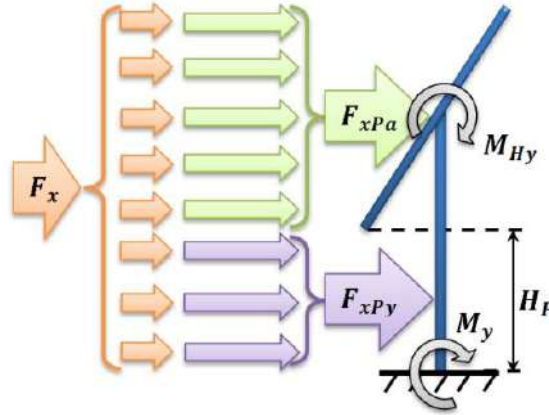


Figure 2.4. Définition des composantes de F_x .

2.4.2. Distribution de la pression du vent sur un héliostat

En plus des composants de force et de moment, la distribution de la pression est un facteur essentiel dans la conception de l'héliostat qui doit être pris en compte lors de l'analyse des effets dynamiques. Les coefficients de pression du vent sur la zone réfléchive de l'héliostat (la surface du miroir) peuvent être définis comme par l'équation suivante :

$$C_{pi} = \frac{P_i^{av} - P_i^{ar}}{\frac{1}{2} * \rho * U^2} \quad (2.14)$$

Où P_i^{av} et P_i^{ar} sont les pressions de surface avant et arrière au point de mesure i , respectivement, C_{pi} est la différence de coefficient de la pression au point i entre les surfaces avant et arrière.

2.5. Effets des propriétés du vent sur les charges de vent

2.5.1. Effets de l'intensité de la turbulence sur les charges de vent

Dans le domaine de l'ingénierie du vent, l'intensité de la turbulence est définie comme l'écart type des fluctuations de la vitesse moyenne du vent. Elle varie en fonction de la rugosité du sol et diminue à mesure que la distance augmente vers le haut. Par conséquent, de fortes turbulences se produisent près du sol, en dessous de 10 m de hauteur, ce qui est essentiellement dans la plage de hauteur des héliostats et son amplitude dans les zones de champ ouverts est entre 15% et 20% [47,50]. Dans le sujet de l'influence de l'intensité de la turbulence sur les charges du vent, La figure 2.5 illustre la variation des coefficients du

vent C_{F_x} , C_{F_z} et C_{M_z} (moyenne et de pointe) en fonction de l'intensité de turbulence. Dans la plage d'intensités de turbulence de 10 à 20%, la variation des charges moyennes et de pointe a augmenté beaucoup plus rapidement que dans la plage d'intensité de turbulence de 1 jusqu'à 10%.

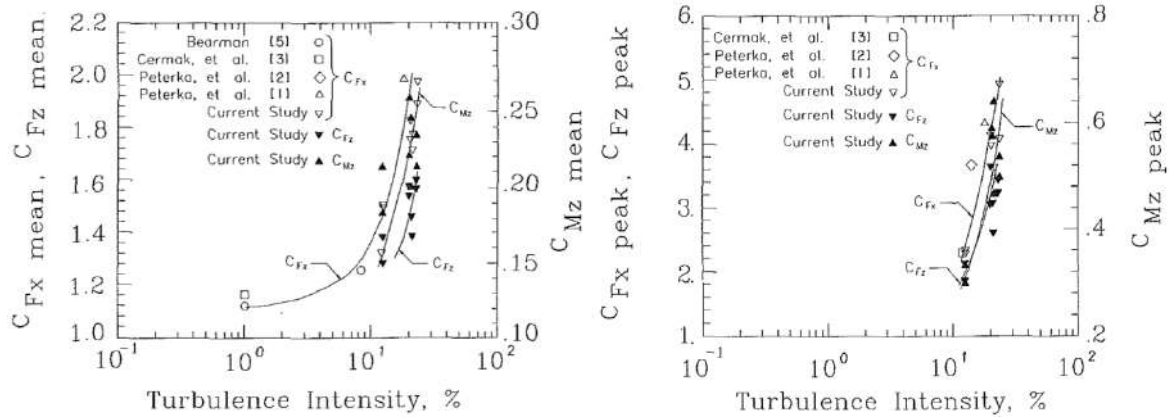


Figure 2.5. Variation de C_{F_x} , C_{F_z} et C_{M_z} avec l'intensité de turbulence [57].

En outre, sur la base de plusieurs références et pour un flux de vent 1,2%, 12%, 14% et 18% d'intensités de turbulence, Peterka et al. [57] ont tracé la figure 2.6 qui présente les valeurs moyennes des coefficients de la force de traînée C_{F_x} et de son moment à la base du pylône C_{M_y} à l'angle d'attaque du vent $\beta = 0$ et à différent angle d'élévation. Cette figure a été tracée pour montrer les effets de l'intensité de la turbulence roche à centre de la surface de l'héliostat. La conclusion est que les coefficients de charge de vent des héliostats augmentent considérablement pour des intensités de turbulence supérieures à 10%. La turbulence atmosphérique doit être prise en compte dans les essais en soufflerie afin de déterminer les coefficients de charge précis des héliostats.

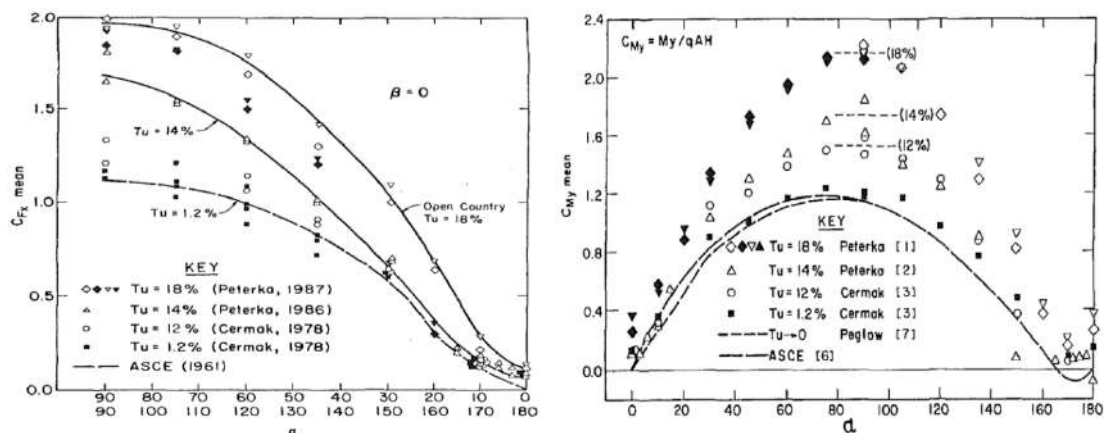


Figure 2.6. Variation de la valeur moyenne de C_{F_x} et C_{M_y} avec l'intensité de turbulence et angle d'élévation [57].

2.5.2. Effets du nombre de Reynolds sur les charges de vent

Le nombre de Reynolds Re est un nombre sans dimension lié à la viscosité, la masse volumique, et une longueur de référence. Il est défini de la manière suivante :

$$Re = \frac{U \cdot L}{\nu} \quad (2.15)$$

Où : U est la vitesse caractéristique du fluide [m/s] ; L est la dimension caractéristique [m] ; ν est la viscosité cinématique du fluide [m²/s].

La figure 2.7 montre que le coefficient de force de trainée est indépendant du nombre de Reynolds pour les structures de section carrée soit avec des arrêtes d'angle vives ou arrondi, et pour les cylindre, il dépend du nombre Re . Le tube de torsion des héliostats (le tube horizontal qui orienté les miroirs verticalement suivant l'angle α) généralement est rond et directement exposé au vent en position horizontale des miroirs. Par conséquent, le tube de torsion pourrait influencer les charges de vent.

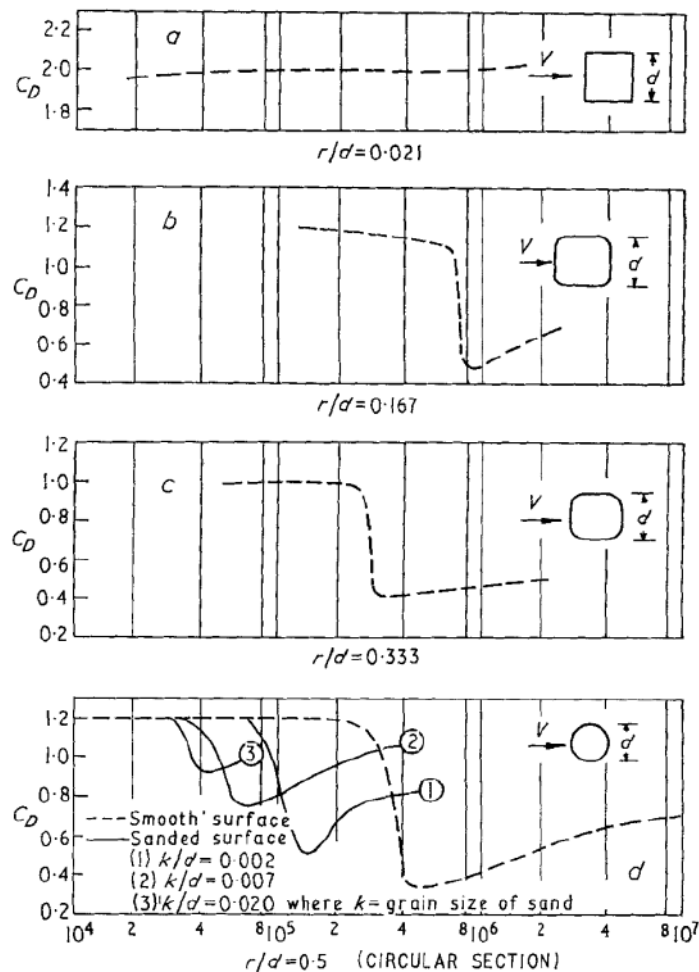


Figure 2.7. Influence du nombre de Reynolds, du rayon d'angle et de la rugosité de surface sur les valeurs de coefficient de force de trainée, pour les structures de section carrée et les cylindres circulaires [58].

Pfahl et Uhlemann [55] ont effectué dans une soufflerie à haute pression des essais sur l'effet du nombre de Reynolds sur les charges de vent pour un héliostat en position de rangement (les miroirs sont horizontaux). Leurs résultats sont illustrés dans la figure 2.8. Elle montre que la force de traînée F_x , la force de portance F_z et le moment M_y atteignent leur valeur maximale dans des conditions orageuses (le nombre élevé de Reynolds). Ainsi, leurs valeurs à la position de rangement doivent être prises en compte lors de la conception des héliostats.

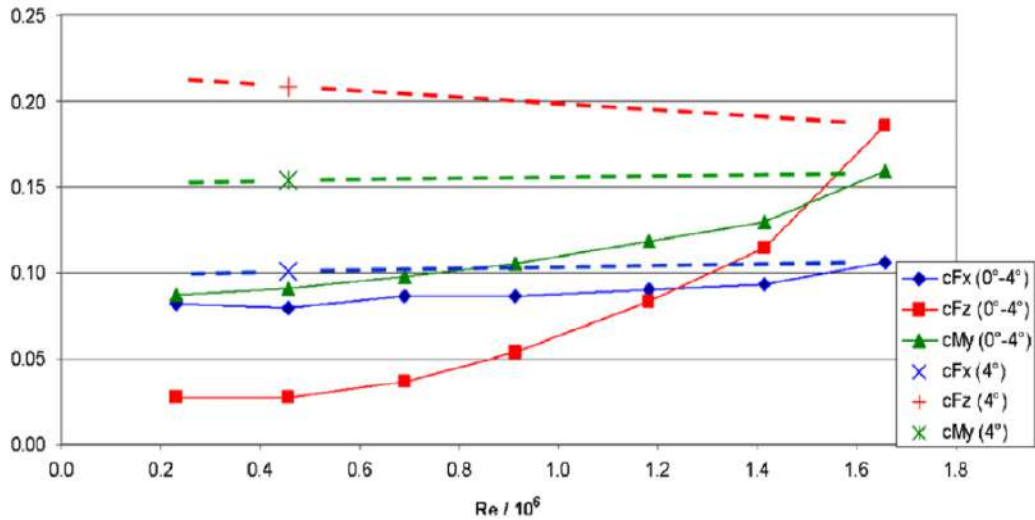


Figure 2.8. Coefficients de charge de vent pour divers Re et inclinaison de 0 à 4° résultante du plan du miroir due à la déformation (lignes continues) et pour 4° inclinaison à faible Re [55].

2.6. Effets des propriétés des héliostats sur les charges de vent

2.6.1. Effets du rapport de forme sur les charges de vent

Les héliostats ont généralement des miroirs de forme carrée ou rectangulaire. Le rapport entre la largeur et la hauteur des miroirs (largeur/hauteur) est appelé rapport de forme r_a . Pour sélectionner le rapport de forme approprié aux charges du vent, Pfahl et al. [55] ont effectué dans une soufflerie une analyse expérimentale détaillée sur six modèles d'héliostat à l'échelle géométrique de 1:20 et de rapport de forme 0,5, 1,0, 1,2, 1,5, 2,0 et 3,0 (voir figure 2.9). Ils ont conclu que les composantes de la charge de vent varient de manière significative avec le rapport de forme du miroir. Par conséquent, le rapport de forme doit être pris en compte lors de la disposition des éléments des héliostats tel que le pylône, les moteurs Azimut et élévation.

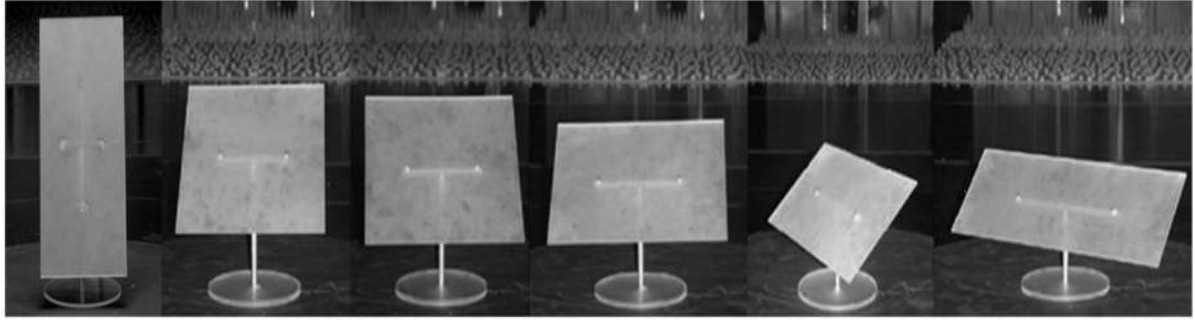


Figure 2.9. Modèles d'héliostat avec rapport de forme 0,5, 1,0, 1,2, 1,5, 2,0 et 3,0. [5]

Les équations de (2.4) à (2.10) fournis par Peterka et Derickson [54] pour calculer le charges du vent sont valables pour les héliostats de miroir carré où le rapport de forme $r_a = 1$. Pour les héliostats de miroirs de forme rectangulaires où le rapport de forme est différent à 1. Pfahl et al. [55] ont multiplié les équations précédentes par deux coefficients : $d_{r_a,Fi}$ pour les forces et $d_{r_a,Mi}$ pour les moments qui dépend à l'angle d'orientation de l'héliostat et le rapport de forme r_a . Ces coefficients sont bien détaillé dans le tableau 2.3 (sans l'effet de profil du vent) et tableau 2.4 (avec l'effet de profil du vent). Les équations fournis par Pfahl et al. [55] pour calculer les charges de vent sont présentées comme suit :

$$F_{i,r_a} = F_{i,r_a=1} * d_{r_a,Fi} \quad (2.16)$$

$$M_{i,r_a} = M_{i,r_a=1} * d_{r_a,Mi} \quad (2.17)$$

Où : i est direction des coordonnées x , y ou z . F_{i,r_a} et M_{i,r_a} sont les composants de la force et du moment dépend au r_a . $F_{i,r_a=1}$ et $M_{i,r_a=1}$ sont les composants de la force et du moment dépend au $r_a = 1$ (calculé par le formul de Peterka et Derickson [54]) ; $d_{r_a,Fi}$ et $d_{r_a,Mi}$ sont les coefficients fournis par Pfahl et al. [55] pour les composants de la force et du moment (Voir les tableaux 2.3 et 2.4).

Tableau 2.3. Impact de rapport de forme sur les composants de charge de vent (sans l'effet de profil du vent) [5].

Cas de charge	α	β	Force du vent	$d_{r_a,Fi}$	Moment du vent	$d_{r_a,Mi}$
1	90°	0°	F_x	$1.0/r_a^{0.2}$	M_y	$1.0/r_a^{0.2}$
2	30°	0°	F_x	$1.1/r_a^{0.1}$	MH_y	1
2	30°	0°	F_z	$1.0/r_a^{0.1}$	-	-
3	90°	60°	-	-	M_z	1
4	0°	0°	F_x	$1.3r_a^{0.6}$	MH_y	$1.2r_a^{0.2}$
4	0°	0°	F_z	$r_a^{0.4}$	M_y	$1.3r_a^{0.2}$
5	0°	90°	F_y	$1.2/r_a^{0.1}$	M_x	$r_a^{0.5}$

Tableau 2.4. Impact de rapport de forme sur les composants de charge de vent (avec l'effet de profil du vent) [55].

Cas de charge	α	β	Force du vent	$d_{ra,Fi}$	Moment du vent	$d_{ra,Mi}$
1	90°	0°	F_x	$1.0/r_a^{0.35}$	M_y	$1.0/r_a^{0.85}$
2	30°	0°	F_x	$1.0/r_a^{0.25}$	MH_y	$1.0/r_a^{0.65}$
2	30°	0°	F_z	$1.0/r_a^{0.25}$	-	-
3	90°	60°	-	-	M_z	$r_a^{0.35}$
4	0°	0°	F_x	$r_a^{0.45}$	MH_y	$1.0/r_a^{0.45}$
4	0°	0°	F_z	$r_a^{0.35}$	M_y	$1.0/r_a^{0.45}$
5	0°	90°	F_y	$1.0/r_a^{0.25}$	M_x	$1/r_a^{0.15}$

2.6.2. Effets de l'écartement des miroirs sur les charges de vent

La partie réfléchissante des héliostats est constituée de plusieurs miroirs disposés en forme de matrice. La plus part des héliostats sont conçus avec un petit espace (inférieur à 40 mm) entre les miroirs. On peut voir dans la figure 2.10, un exemple d'une partie réfléchissante d'un héliostat composée de 45 miroirs. Ceux-ci ont été disposés en 6 lignes et 9 colonnes (sous forme matrice), on peut voir également le petit espace entre les miroirs.



Figure 2.10. Héliostats HE54 de SENER [60].

Sur un modèle d'héliostat géométriquement similaire au prototype d'héliostat, avec un facteur d'échelle de 1:10 (voir figure 2.11), Wu et al. [56] ont effectué une étude de l'effet de la taille de l'espace vide entre les miroirs des héliostats (allant de 0 à 40 mm) sur les charges de vent globales. Grâce à l'analyse CFD et aux essais en soufflerie, ils ont montré que ces petites écarts ont un impact négligeable sur les forces aérodynamiques globales.

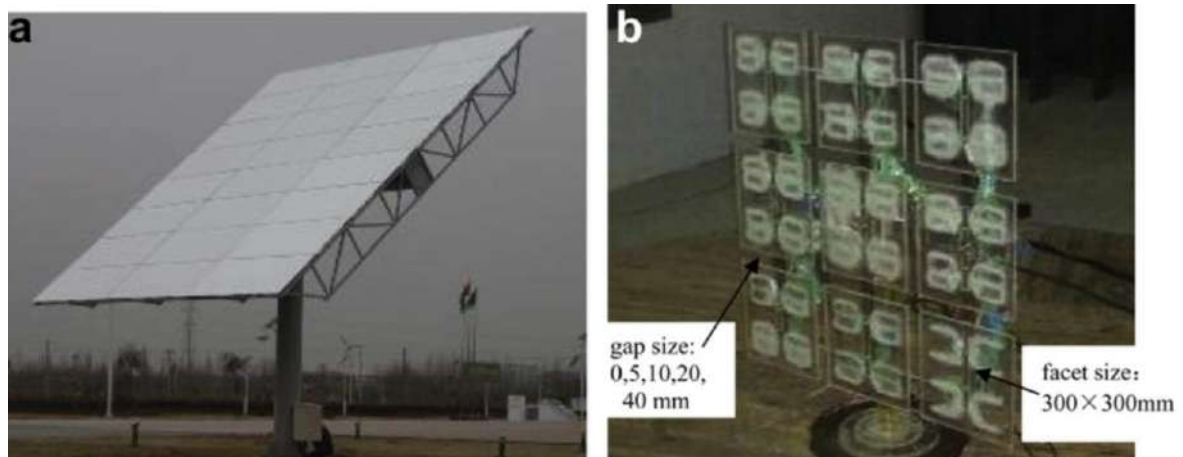


Figure 2.11. (a) : Héliostat prototype et (b) : Modèle pour les essais d'échelle 1:10 [56].

Dans le même sujet, Pfahl et al. [61] ont analysé l'impact de l'écart entre les miroirs par la comparaison des coefficients de charge de vent sur deux héliostats l'un sans écart (la surface de l'héliostat est occupée par un seul miroir) et l'autre avec deux facettes de miroir séparées. La surface totale du miroir (30 m^2) était la même pour les deux modèles. L'écart était de 0,5 m de large, ce qui signifie que la partie de l'ouverture était de 8% (figure 2.12).

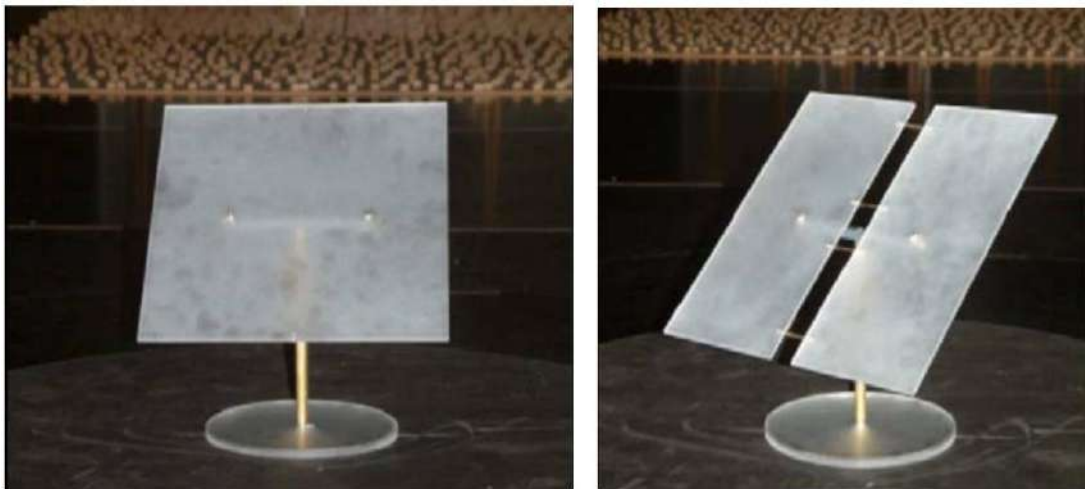


Figure 2.12. Modèles d'héliostat sans et avec l'écart entre les facettes [61].

Les résultats comparatifs montrent que le coefficient de moment au niveau de l'axe d'élévation MH_y est d'environ 20% plus élevés que ceux d'un héliostat sans écart. Et les écarts de 0,5 m entre les miroirs n'a pas un effet significatif sur les autres coefficients de composante de force [61]. Par conséquent, de grands écarts entre les panneaux ne sont pas également une mesure efficace pour réduire les charges de vent sur les héliostats.

2.6.3. Effets de la hauteur du pylône sur les charges de vent

Le pylône de l'héliostat est souvent conçu en tube métallique. Il porte le reste de tous les composants de l'héliostat. Alors, l'augmentation de la hauteur du pylône signifie que la distance entre la terre et le miroir (la partie réfléchissante de l'héliostat) augmente aussi. Par conséquent, l'influence de la hauteur du pylône sur les charges du vent et l'influence du sol sur les charges du vent ont le même sens. La seule différence est que l'utilisation des paramètres soit la hauteur du pylône H ou soit la distance entre le miroir et la terre H_p .

En soufflerie et sous un profil de vent uniforme et l'intensité de turbulence faible, Mammar et al. [62] ont effectué des mesures sur un modèle d'héliostat de trois différentes hauteurs de pylône ($H/L = 0.53$, $H/L = 0.84$ et $H/L = 1.15$) pour le but d'analyser l'influence de la hauteur des pylônes (voir figure 2.13) sur les charges de vent. Les résultats montrent qu'une augmentation de la hauteur de la colonne produit des charges de pression de vent plus importantes, une perte des vortex (tourbillons) et perte des fréquences.

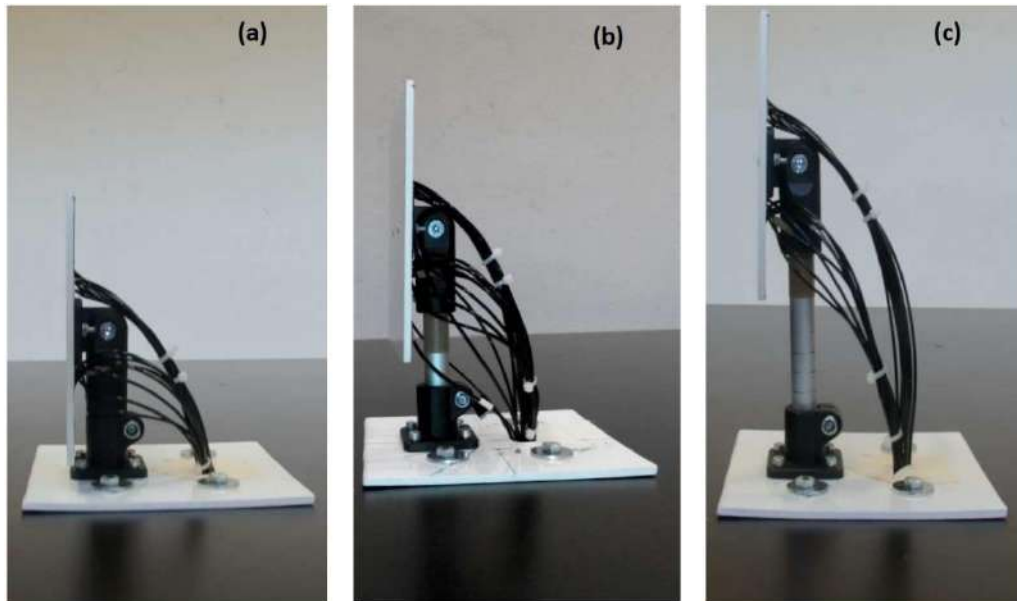


Figure 2.13. Modèles prototype héliostat à différentes hauteurs de pylône:
a) $H/L = 0,53$, b) $H/L = 0,84$, c) $H/L = 1,15$ [62].

2.7. Effets de la densité du champ et du pare-vent

Il est connu que les héliostats dans les centrales solaires à tour sont disposés en rangées autour de la tour. Les charges du vent sur les héliostats dans le champ solaire sont fortement influencées par la densité de champ et du pare-vent. Les héliostats au milieu du champ subissent moins de charge du vent que les héliostats situés au bord du champ. Afin de voir l'influence de la clôture sur les charges du vent, Peterka et al [63] ont effectué une étude expérimentale en

soufflerie sur trois configurations d'un champ solaire. Ce champ solaire constitué de 15 héliostats qui ont été disposés en quatre rangés comme montré dans la figure 2.14. Les configurations du champ de Peterka et al [63] sont un champ sans aucun obstacle de vent, un champ une clôture extérieur et un champ avec une clôture extérieur et pare-vent à l'intérieur. Les résultats de la charge moyenne de la force de trainé est illustré dans la figure 2.15. Elle montre que les clôtures extérieur et intérieur réduisent considérablement le coefficient de la force de trainé C_{Fx} . La conclusion de leur étude est que la réduction de la charge moyenne de vent sur les héliostats aux positions opérationnelles dans le champ solaire pourrait être liée à la zone de blocage au vent. En outre, une conception de champ solaire appropriée peut réduire les charges de vent jusqu'à 70% par rapport au champ d'héliostats non protégé. Ainsi que les charges dynamiques maximales sont également diminuées dans le champ de l'héliostat protégé.

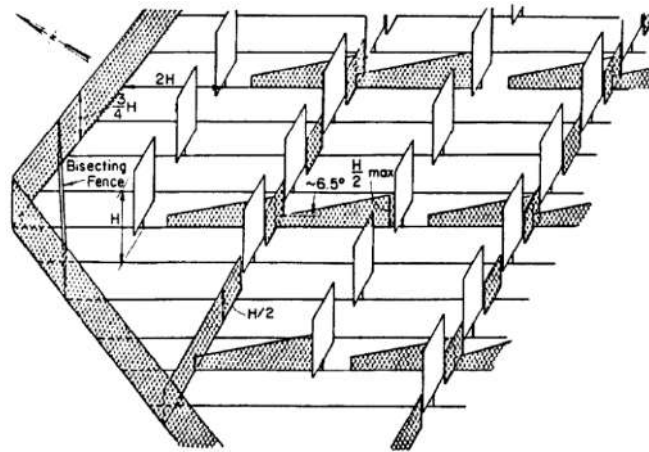


Figure 2.14. Configuration de clôture et pare-vent pour diminuer les vitesses de vent dans le champ solaire [63].

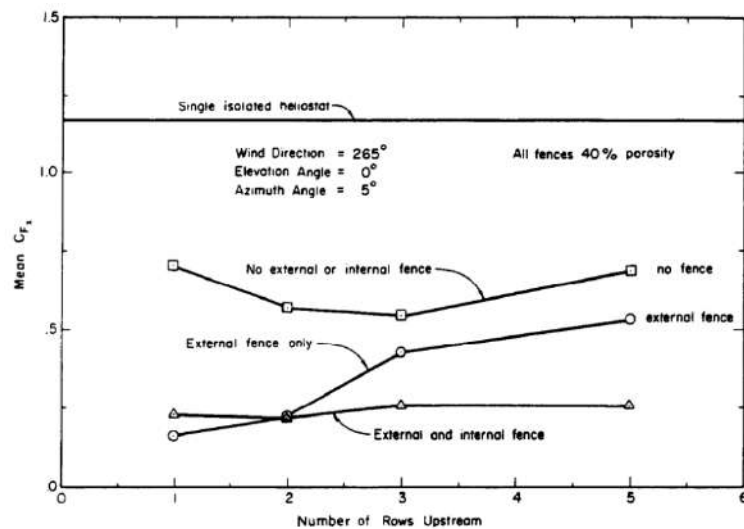


Figure 2.15. Influence du blocage au vent sur la charge de vent sur les héliostats [63].

Les effets optiques (blocage et ombrage) dans le champ solaire ont une importante influence sur la densité du champ. Les rangés les plus proches à la tour sont plus intenses que les autres. On prend un exemple d'un champ solaire pour une centrale solaire à tour de 100 MWe qui est tracé avec l'outil de traçage et d'optimisation des champs solaires HFLCal [61]. Les héliostats ont une surface de miroir de 120 m² chacun et la tour a 220 m de hauteur. Le champ solaire et comme présenté dans la figure 2.16 a été divisé en trois zones en termes de densité (faible, moyenne et haute) [61]. Pfahl et al. [61] ont effectué des essais en soufflerie sur différents zones et nombre de rangés avec des clôtures de vent extérieurs pour le champ solaire illustré dans la figure 2.16.

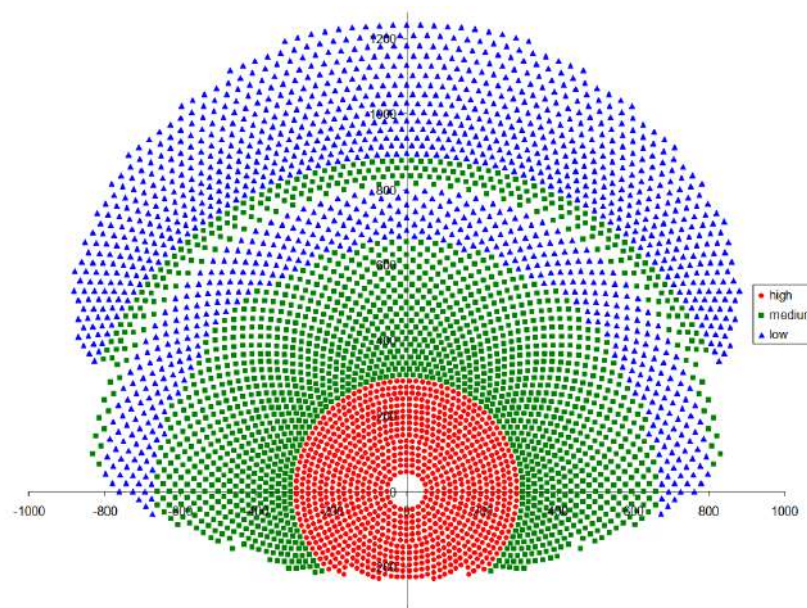


Figure 2.16. Zones de densité de champ du champ solaire d'une tour solaire de 100 MWe [61].

Après l'analyse des résultats, ils ont fourni le tableau 2.5 qui donne un aperçu des réductions des différentes composantes de charge de vent (par rapport à un héliostat isolé) pour une densité de champ élevée et faible. La valeur négative indique que ce n'est pas une réduction de la charge mais une augmentation de la charge dans le champ par rapport à un héliostat isolé qui a été mesurée. Le tableau 2.5 montre que les clôtures de vent font une forte réduction sur la force horizontale F_x et le moment autour de la base du pylône M_y . Pour le moment d'articulation M_{Hy} et le moment autour de l'axe d'azimut M_z en mode de fonctionnement, la réduction de charge est faible. Pour le dimensionnement du plan du miroir, un pare-vent peut être désavantageux en raison de l'augmentation de la force verticale F_z . Par conséquent, si une conception uniforme d'héliostat pour le champ complet est prévue, il est douteux qu'une clôture coupe-vent en vaille la peine.

Tableau 2.5. Réduction des charges de vent pour les héliostats en fonctionnement et en position de rangement pour haute et faible densité de champ [61].

	Héliostats			
	Opération		Position de repos	
Charges	Faible densité	Haute densité	Faible densité	Haute densité
F_x	30%	50%	50%	60%
F_z	10%	50%	-30%	20%
MH_y	0%	20%	20%	60%
M_y	20%	40%	40%	50%
M_z	10%	50%	-	-

2.8. Conclusion

La connaissance des charges de vent est importante pour le design et le dimensionnement des héliostats. Dans la première partie de ce chapitre, nous avons défini les charges de vent associés aux héliostats et nous avons présenté les formules mathématiques utilisés pour déterminer ces charges. Ces derniers sont toujours associées à la surface de l'héliostat, à la pression dynamique du vent et aux nombres adimensionnels. Ces nombres sont appelés coefficients des charges de vent et peuvent être trouvés dans la littérature. En outre, sur la base des données météorologiques de site de l'URAER Ghardaïa, nous avons tracé la rose du vent et la fonction de distribution de probabilité de la vitesse de vent. A travers de ces deux figures nous avons conclu que pour la zone de Ghardaïa, la plupart du temps de l'année le vent souffle du Nord vers le sud à une vitesse entre 2 et 6 m/s. la vitesse maximale enregistrée est de 21.37m/s.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, à travers d'une recherche bibliographique, nous avons étudié l'influence de quelques paramètres de l'écoulement du vent (densité de la turbulence et nombre de Reynolds) et de l'héliostat (rapport de forme, écart entre les facettes des miroirs et hauteur de pylône) sur les charges de vent. Nous avons conclu que parmi ces paramètres ont un impact important sur les charges de vent tel que la densité de la turbulence du vent et la hauteur de pylône où les charges de vent augmentent proportionnellement avec ces paramètres. Ainsi que le rapport de forme de l'héliostat, les charges de vent varient avec la variation de ce dernier. Cependant, le nombre de Reynolds et les écarts entre les facettes des miroirs ont influé légèrement sur les charges de vent.

CHAPITRE 3. IMPACT DE LA FORME DES HELIOSTATS SUR LES CHARGES DE VENT : ETUDE EXPERIMENTALE

NOMENCLATURE

Symboles	Définitions	Unités
h	Reference dimensionnelle du miroir	[m]
dh	Hauteur de l'écart entre la partie inférieure du miroir et le sol	[m]
H	Hauteur du pylône	[m]
S	Surface du miroir	[m ²]
V	Vitesse du vent	[m/s]
I_u	Intensité de la turbulence	[%]
L_{ux}	Échelle de longueur intégrale longitudinale	[m]
C_{Fi}	Coefficient de la force aérodynamique suivant les directions X,Y, Z	[-]
C_{Mi}	Coefficient du moment aérodynamique autour les directions X,Y, Z	[-]
CMH_y	Coefficient du moment aérodynamique autour la direction Y à la base du pylône	[-]
α	Angle d'élévation	[°]
β	Angle d'Azimut	[°]
ρ	Densité de l'air	[kg/m ³]
$M_{x,sensor}$	Moment autour la direction X mesurés par la balance	[N.m]
$M_{y,sensor}$	Moment autour la direction Y mesurés par la balance	[N.m]
ΔH_{sensor}	Distance entre la balance des forces et la base du pylône	[m]

3.1. Introduction

Les charges du vent affectent considérablement sur les performances mécaniques et la précision de suivi des héliostats. Par conséquent, la prévision précise des charges de vent est importante pour développer des héliostats avec de bonnes performances. Dans ce chapitre, l'effet de la forme du miroir d'un héliostat est étudié par des tests en soufflerie dans des conditions d'écoulement uniforme, laminaire et turbulent. Trois formes sont étudiées: la géométrie carrée (cas de référence), octogonales et circulaires. Chaque héliostat est testé dans une configuration autonome, c'est-à-dire sans la présence d'héliostats voisins. Dans les conditions d'écoulement uniforme et laminaire, les trois forces aérodynamiques et les quatre moments sont mesurés et rapportés pour un grand nombre de combinaisons d'angles de l'élévation et de l'Azimut. L'effet de la turbulence du vent est évalué pour une configuration spécifique de l'héliostat. La comparaison des charges aérodynamiques est effectuée sur la base du coefficient de force total.

3.2. Méthodologie

Ce travail s'appuie sur un ensemble de mesure réalisée au laboratoire de soufflerie de l'Université de Liège. Les forces et les moments sont mesurés sur des modèles réduits d'héliostats dans des conditions de vent à turbulence faible, moyenne et forte dans un profil de vent uniforme. Ce choix est justifié par le fait que les profils de la couche limite disponibles en codes standard correspondante (tels que les Eurocodes [64]) à des caractéristiques de vent fort d'une structure isolée. Dans le cas des héliostats, leur large distribution autour de la tour conduit à une forte modification du flux du vent, vu par chaque héliostat. Comme c'est le cas pour les panneaux solaires photovoltaïques situés sur le toit des bâtiments de faible hauteur [65], une cartographie détaillée des vitesses de flux de vent et des charges aérodynamiques correspondantes doit être réalisée. Au lieu de cela, le but de travail dans ce chapitre est d'étudier expérimentalement l'effet de la forme du miroir sur les charges aérodynamiques. Les formes carrées, octogonales et circulaires sont testées et comparées. La surface du panneau est maintenue inchangée pour les trois géométries afin de comparer leurs charges aérodynamiques pour la même énergie de réflexion solaire. Pour chaque géométrie, l'effet de l'inclinaison azimutal (β) et élévation (α) du miroir et de la hauteur du pylône (H) est étudié.

3.2.1. Modèles de soufflerie

Généralement, la surface du réflecteur des héliostats est constituée d'un ensemble de petits miroirs placés avec un petit écart entre eux. Wu [56] et Ayodeji [66] ont montré que les petits

écarts entre les miroirs ont tendance à augmenter légèrement la charge de vent globale sur l'héliostat, et cet incrément absolu de la charge du vent est très faible par rapport à la charge globale du vent sur la structure de l'héliostat. Par conséquent, il n'est pas nécessaire de prendre en compte les effets de la taille de l'espace sur la charge du vent pendant le processus de conception de l'héliostat. Dans ce travail, tous les miroirs des héliostats modèles ont été remplacés par un seul élément de panneau: l'écart et d'autres détails (raidisseurs à l'arrière du miroir) ne sont pas représentés. Ce choix est justifié par l'objectif d'analyser l'effet de la forme du miroir et de réduire l'incertitude sur la reproduction de ces petits détails à échelle réduite (effets Reynolds locaux). Des miroirs carrés ont également été utilisés par Emes et al. [67]

Le modèle testé consiste une géométrie à échelle réduite d'un facteur 20. Cette échelle est typique de ce type d'étude et l'effet Reynolds a été montré limité par Aly et al. [68] dans une plage entre 1:5 et 1:50. Les panneaux sont en aluminium d'épaisseur 2 mm pour assurer une rigidité suffisante et donc pas de déflexion statique ni de vibration, sans ajouter d'épaisseur aérodynamique / effet bluff-body (un bluff-body est un corps qui a une longueur dans la direction d'écoulement proche ou égale à celle perpendiculaire à la direction d'écoulement [69]). Les modèles d'héliostats carrés, octogonaux et circulaires sont illustrés dans la figure 3.1. Chaque un de ces panneaux avec une surface $A = 0,075 \text{ m}^2$ et les dimensions de référence (h) sont respectivement égales à 0,274 m, 0,301 m et 0,309 m pour les modèles carré, octogonal et circulaire. Les mesures sont effectuées dans la section d'essai aéronautique, caractérisée par une section de 2 x 1.5 m, conduisant à un taux de blocage maximal de 2,4%, pour lequel aucune correction n'est appliquée.



Figure 3.1. Modèles d'héliostat installés dans la section d'essai en soufflerie: carré (gauche), octogonal (centre), circulaire (droite).

Le modèle est soutenu par un pylône cylindrique (diamètre 10 mm) installé sur un plateau tournant circulaire en bois (diamètre 0,9 m). Le plateau tournant a pour but : (i) de pouvoir changer l'angle d'Azimut (β) extérieurement, à l'aide du contrôleur de la soufflerie et (ii) de

tester le miroir dans un vent spatialement uniforme, c'est-à-dire en limitant la hauteur de la couche limite impactant le miroir en utilisant une courte distance en amont. Les profils de couche limite (vitesse moyenne et intensité de turbulence) mesurés par une sonde cobra au-dessus du plateau tournant à l'emplacement du modèle.

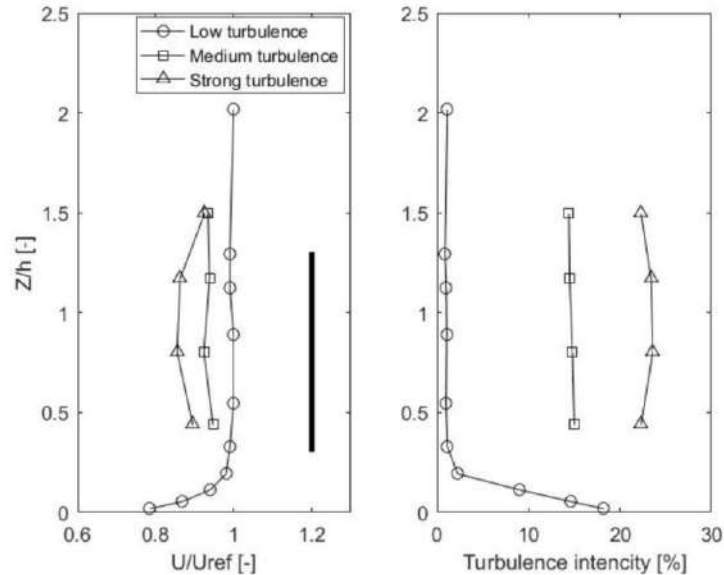


Figure 3.2. Vitesse moyenne du vent et intensité de turbulence du vent entrant pour les niveaux turbulents faibles, moyens et élevés.

Sur la figure 3.2, la ligne verticale épaisse représente la présence de la surface du modèle à tester (le panneau en Aluminium) à 90° (absent lors de la mesure des caractéristiques d'écoulement). Elle montre que le panneau se trouve à l'extérieur de la couche limite qui se développe sur le plateau tournant. Par conséquent, les résultats présentés ici concernent les charges aérodynamiques dans des conditions de vent spatialement uniformes.

3.2.2. Instrumentation

Le modèle d'héliostat est instrumenté par un capteur de forces / moments à 6 composants situé juste en dessous de la surface et à proximité du centre de gravité de la plaque (voir la figure 3.3). Une balance des forces disponible dans le commerce (ATI NANO 25) est utilisée. Une estimation de l'erreur maximale prudente de 1,56 N avec un niveau de confiance de 95% est annoncée, bien que la précision réelle doit être bien meilleure car l'erreur systématique est systématiquement supprimée en mettant à zéro le capteur avant chaque mesure. Les forces et moments aérodynamiques moyens sont calculés en faisant la moyenne des signaux de mesure effectués à 50 Hz pendant 30 secondes.

La vitesse du vent est mesurée de façon classique à l'aide d'un tube de Pitot situé légèrement en amont et au-dessus du modèle.

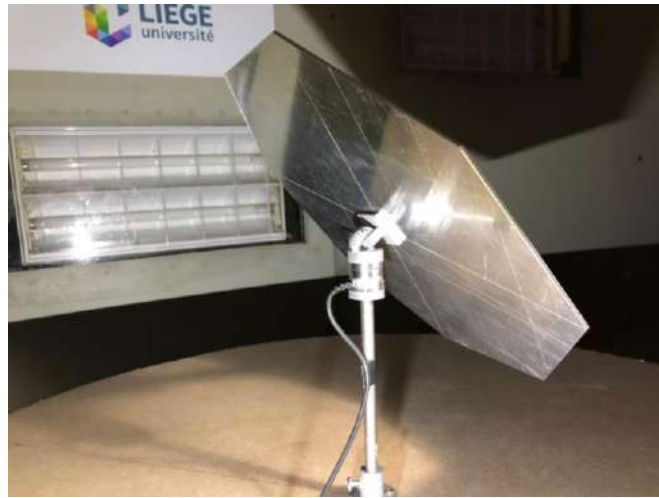


Figure 3.3. Capteur de forces / moments monté sur l'héliostat.

3.2.3. Coefficients aérodynamiques

Le système de coordonnées proposé par Peterka [70] est conservé (voir la figure 2.3). La balance des forces est installée entre le pylône et le lien d'élévation du panneau, il tourne donc le long de l'angle d'Azimut mais pas de l'angle d'élévation. Toutes les forces présentées dans cette étude sont exprimées dans le cadre de référence du vent, conduisant à la dénomination classique des forces de portance et de traînée pour F_z et F_x respectivement.

Les moments à la base du pylône sont calculés par les expressions 3.1 et 3.2 qui sont obtenus sur la base de l'équation 2.12. Les coefficients aérodynamiques moyens sont calculés par les équations de (2.4) à (2.11).

$$M_x = M_{x,sensor} + F_y \cdot \Delta H_{sensor} \quad (3.1)$$

$$M_y = M_{y,sensor} + F_x \cdot \Delta H_{sensor} \quad (3.2)$$

Où F_y est la force latérale, $M_{x,sensor}$ et $M_{y,sensor}$ sont les moments mesurés par la balance des forces, ΔH_{sensor} est la distance entre la balance des forces et la base du pylône.

3.3. Résultats

Les forces et les moments mesurés sont transformés en coefficients aérodynamiques non dimensionnels et présentés dans cette section. Tout d'abord, l'influence de nombre de Reynolds aux charges du vent est étudiée. Sur cette étude, les coefficients aérodynamiques

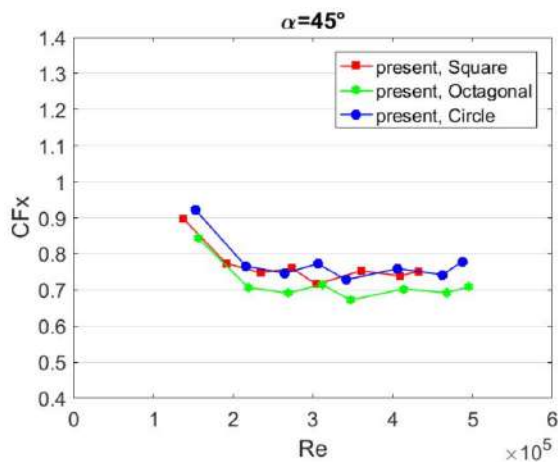
sont obtenus pour différentes combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut à une vitesse de vent unique (environ 10 m/s pour tous les tests) dans des conditions d'écoulement à faible turbulence. Ils sont présentés séquentiellement pour les trois formes, avec une comparaison avec les résultats de la littérature lorsqu'ils sont disponibles.

L'effet de la forme de l'héliostat et du voisinage du sol est étudié à travers les valeurs moyennes et fluctuantes (std) des coefficients aérodynamiques sélectionnés. Les coefficients de force et de moment moyens maximaux sont résumés dans un tableau avec les angles d'élévation et d'Azimut correspondants.

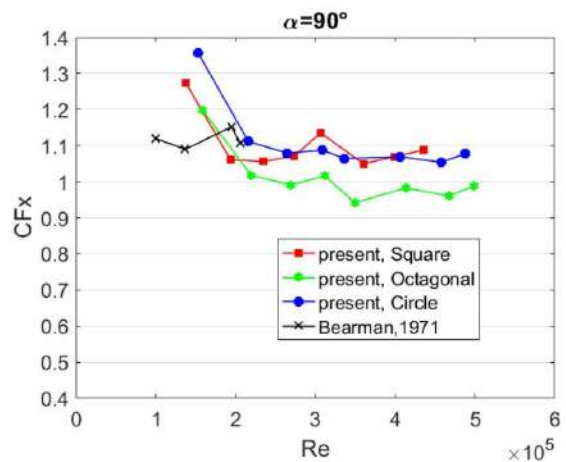
Enfin, l'effet de la turbulence est étudié à travers des tests supplémentaires sur les trois géométries pour une configuration spécifique du miroir.

3.3.1. Effet de Reynolds

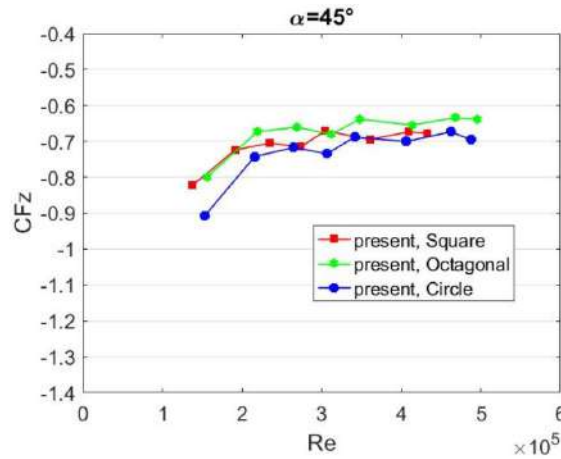
La dépendance des coefficients de force aérodynamique est d'abord étudiée dans le cas de l'héliostat carré pour deux angles d'élévation (45° et 90°). L'héliostat est maintenu aligné avec le vent, c'est-à-dire $\beta = 0^\circ$ et la distance au sol est fixée à 20 mm. A cet effet, la vitesse du vent varie entre 6 et 21 m/s, ce qui correspond à une plage nombre de Reynolds comprise entre 1.3×10^5 et 4.5×10^5 . Cette plage est plus petite que la plage nombre de Reynolds à l'échelle réel (jusqu'à 3×10^6) mais il est couramment utilisé dans d'autres analyses en soufflerie des effets du vent sur les héliostats [56] et plus généralement dans le domaine des essais en soufflerie des bluff-body. Dans ce domaine, la séparation des flux prend une place aux arêtes vives de la géométrie et l'effet de Reynolds est limité au-dessus de 10^5 .



(a)



(b)



(c)

Figure 3.4. Effet de Reynolds sur les coefficients C_{Fx} et C_{Fz} à $\alpha = 45^\circ$ et 90° pour $\beta = 0^\circ$ (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

La figure 3.4 présente la variation des coefficients moyens C_{Fx} et C_{Fz} avec le nombre de Reynolds. On observe que ces coefficients sont légèrement dépendants du nombre de Reynolds supérieur à la valeur de 2×10^5 . La figure 3.4 (b) inclut les résultats de Bearman [66] pour le coefficient de traînée d'une plaque carrée perpendiculaire à l'écoulement. La différence (13% pour la première valeur et 8% pour les restes) entre les valeurs des coefficients de force du présent travail et celles de Bearman peut être attribuée aux conditions d'écoulement turbulent utilisées par Bearman et à l'effet de sol. Néanmoins, une indépendance équivalente sur le nombre de Reynolds se retrouve dans les deux ensembles de données. Dans la suite des travaux, tous les tests ont été effectués autour de 10 m/s, ce qui correspond à un nombre de Reynolds de 2×10^5 . Cette valeur est incluse dans la plage où les nombres de Reynolds ont peu d'effet sur les coefficients aérodynamiques résultants.

3.3.2. Modèles d'héliostats

Les coefficients aérodynamiques sont calculés pour plusieurs combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut dans des conditions d'écoulement à faible turbulence. Dans la première partie de cette section, la hauteur du pylône H est fixée à 202 mm, comme indiqué sur la figure 3.5. En raison de la zone fixe des trois héliostats, l'écart résultant (dh) entre la partie inférieure du panneau et le sol est légèrement différent pour les trois formes.

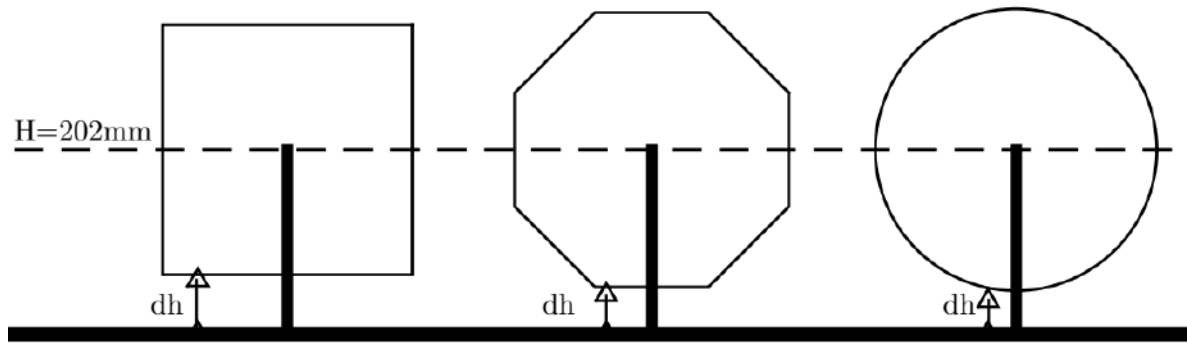


Figure 3.5. Croquis des trois formes.

3.3.2.1. Géométrie carrée

Les coefficients de la force de portance et de traînée pour des angles d'élévation compris entre 0° et 90° sont présentés sur la figure 3.6 avec les résultats d'Ortiz et al. [71] et Cermak [72] (reproduit à partir des travaux de Peterka et al. [70]). La tendance des coefficients en fonction de l'angle d'élévation est similaire pour les trois courbes. Les légères différences peuvent être attribuées aux conditions d'écoulement dans lesquelles les héliostats carrés ont été testés: de faibles turbulences ($\approx 1\%$) et des écoulements uniformes sont utilisés dans la présente étude et Cermak [72] tandis que les écoulements de couche limite sont utilisés par Ortiz [71].

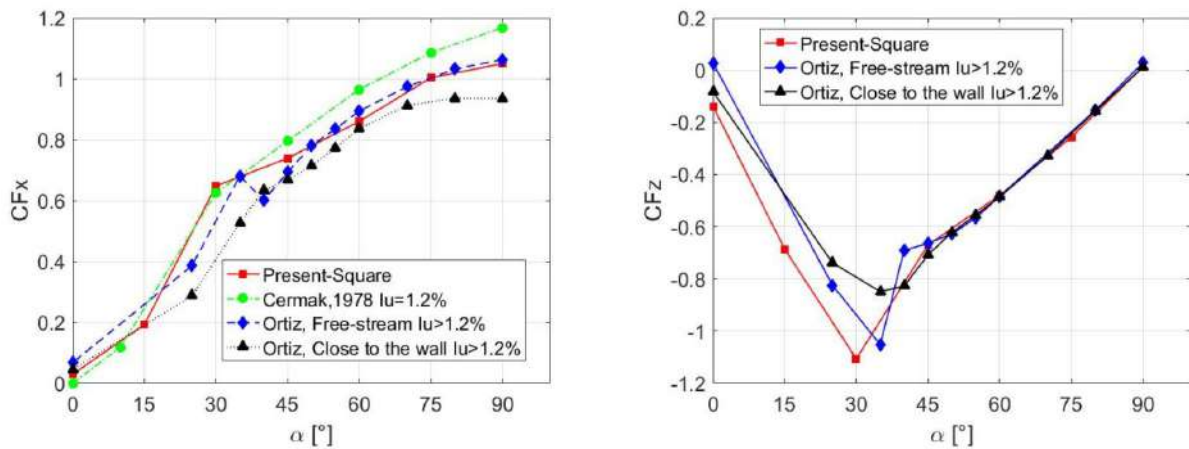


Figure 3.6. Coefficient de force moyen C_{Fx} et C_{Fz} , en fonction de l'angle d'élévation α (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

La figure 3.7 montre la composante fluctuante des coefficients de force et compare les mesures actuelles aux résultats d'Ortiz et al. [71]. On observe que l'angle d'élévation α n'a pas une grande influence sur les composantes fluctuantes des coefficients de force CF_x et CF_z , sauf dans le cas "close to the wall" rapporté par Ortiz e, la fluctuantes de coefficient de la force de traînée CF_x augmente de 0.15 jusqu'à atteindre une valeur maximale de 0.34 à l'angle d'élévation 90° . La différence significative entre présente fluctuante avec celle d'Ortiz peut être attribuée aux conditions d'écoulement dans lesquelles les héliostats ont été testés.

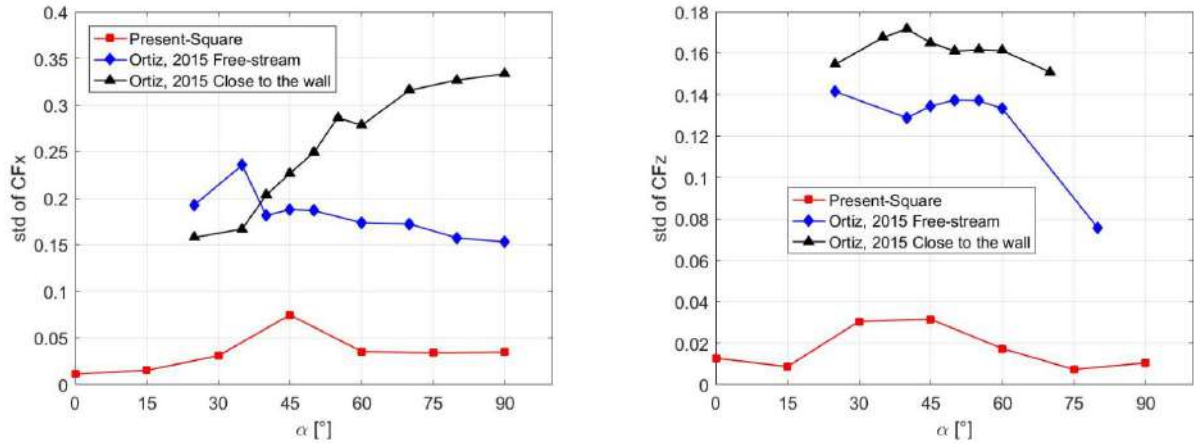


Figure 3.7. Composante fluctuante (std) de C_{Fx} et C_{Fz} , en fonction de l'angle d'élévation α (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

La figure 3.8 montre le coefficient de la force aérodynamique total et ses trois composants lorsque les angles d'élévation (α) et d'Azimut (β) varient entre 0° et 90° , dans des conditions d'écoulement à faible turbulence.

Les remarques suivantes sont adressées:

- Lorsque l'héliostat est aligné avec le flux ($\beta = 0^\circ$), la composante principale de la force aérodynamique totale est la composante de portance pour les faibles angles d'élévation ($\alpha \leq 15^\circ$), c'est-à-dire avant la séparation complète du flux à la surface de l'héliostat. Au-delà de cette valeur, la force aérodynamique consiste principalement en une composante de traînée due aux différences de pression entre les deux facettes du miroir de l'héliostat.
- Certaines combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut conduisent à la même position du miroir par rapport au flux entrant, par ex. ($\alpha = 90^\circ; \beta$) \equiv ($\alpha; \beta = 90^\circ$). La seule différence réside dans l'effet de sol. En supposant que la séparation de la couche de cisaillement se produit au niveau des bords de l'héliostat, le comportement de ces couches est affecté par la présence du sol. Le sillage (Le sillage est la région d'écoulement perturbé en aval d'un corps solide se déplaçant à travers un fluide, provoqué par l'écoulement du fluide autour du corps.) est donc modifié par la présence du sol et certaines différences apparaissent dans les forces aérodynamiques résultantes. A titre d'exemple, le coefficient de force total C_F est égal à 1,07 pour le cas ($\alpha = 90^\circ; \beta = 45^\circ$) et seulement 1,02 pour sa configuration équivalente ($\alpha = 45^\circ; \beta = 0^\circ$).
- Pour l'angle d'élévation $\alpha = 45^\circ$, deux angles d'Azimut sont testés: $\beta = 0^\circ$ et $\beta = 180^\circ$. On constate que la force de traînée n'est pas impactée par l'effet de sol et la

présence du pylône et du capteur devant l'héliostat. En revanche, l'amplitude du coefficient de portance est réduite de manière contre-intuitive (voir figure 3.9). Dans ce cas, la présence du capteur et du pylône sur la face au vent modifie son champ de pression et impacte la force verticale.

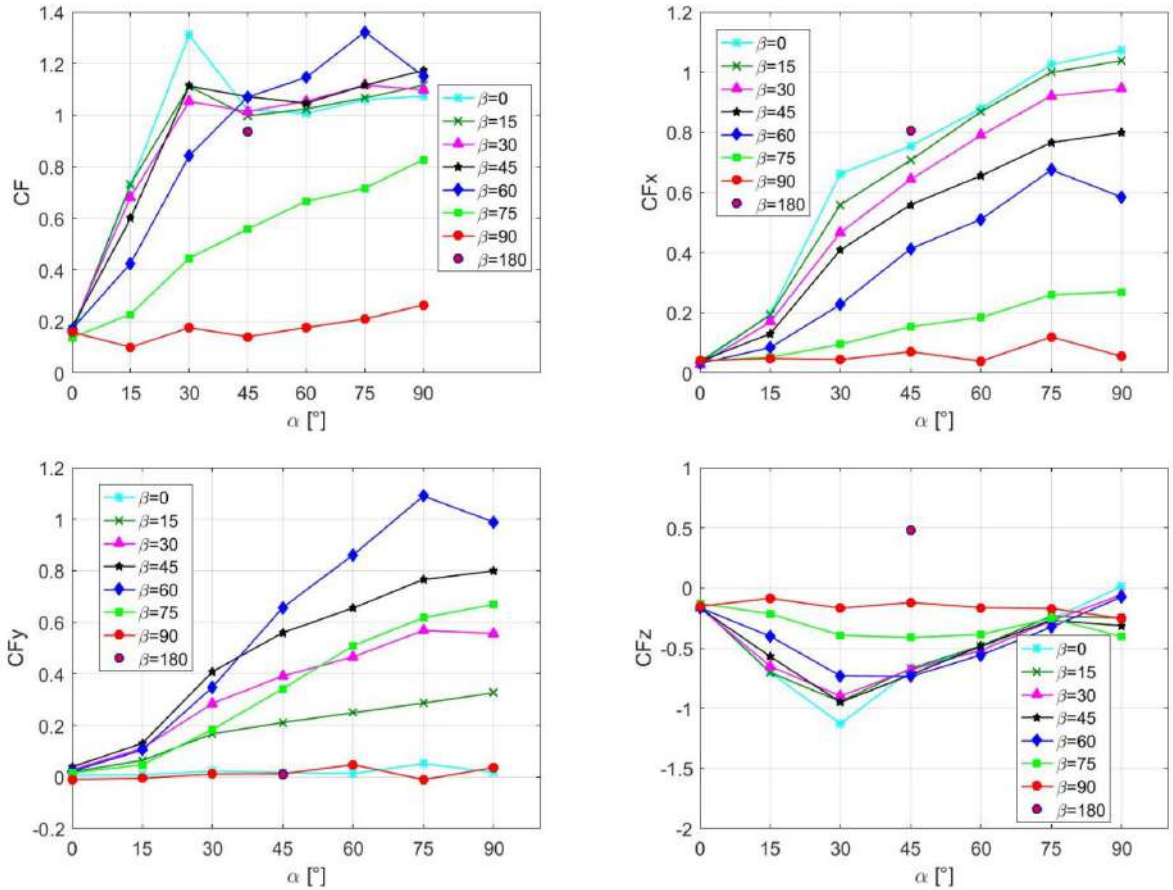


Figure 3.8. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

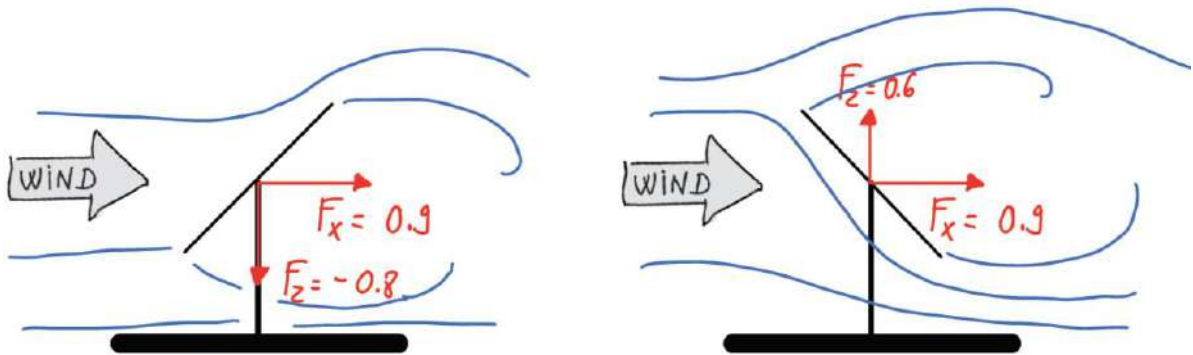


Figure 3.9. Croquis des caractéristiques d'écoulement pour $\beta = 0^\circ$ et $\beta = 180^\circ$.

La figure 3.10 montre les coefficients de moment. Comme prévu, les moments les plus importants correspondent à la base du pylône (C_{Mx} et C_{My}), pour laquelle le bras de levier est grand. Les moments aérodynamiques sur le système d'articulation (C_{MHy}) et sur le système d'Azimut (C_{Mz}) sont d'un ordre de grandeur inférieurs à ceux relatifs à la base du pylône.

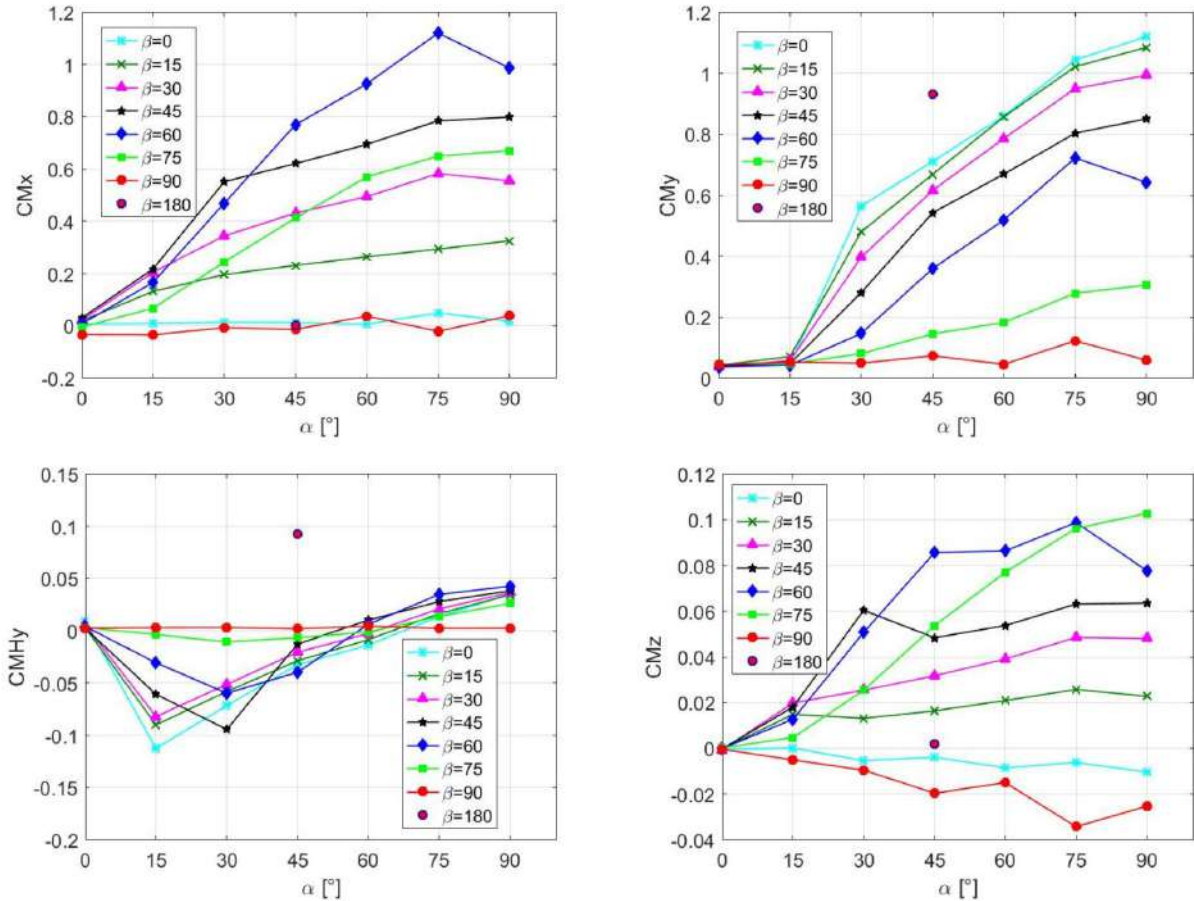


Figure 3.10. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme carrée dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

3.3.2.2. Géométrie octogonale

L'héliostat octogonale est testé avec la même procédure que la géométrie carrée et toujours dans des conditions d'écoulement à faible turbulence. Les coefficients de force et de moment aérodynamiques sont présentés dans les figures 3.11 et 3.12. Ces coefficients montrent les mêmes tendances que la géométrie carrée. Il est intéressant de noter qu'il y a une petite différence entre l'effet de sol dans le cas de l'octogone et le cas de carré. Cela est dû au fait que l'héliostat de miroir de forme octogone est légèrement plus proche du sol que le carré (voir figure 3.5). Dans ce cas, la valeur du coefficient de force total C_F est égale à 1,08 pour

($\alpha = 90^\circ$; $\beta = 45^\circ$) et 1,02 pour son équivalent ($\alpha = 45^\circ$; $\beta = 0^\circ$). La différence relative passe donc de 5% pour le carré à 6% pour l'octogone.

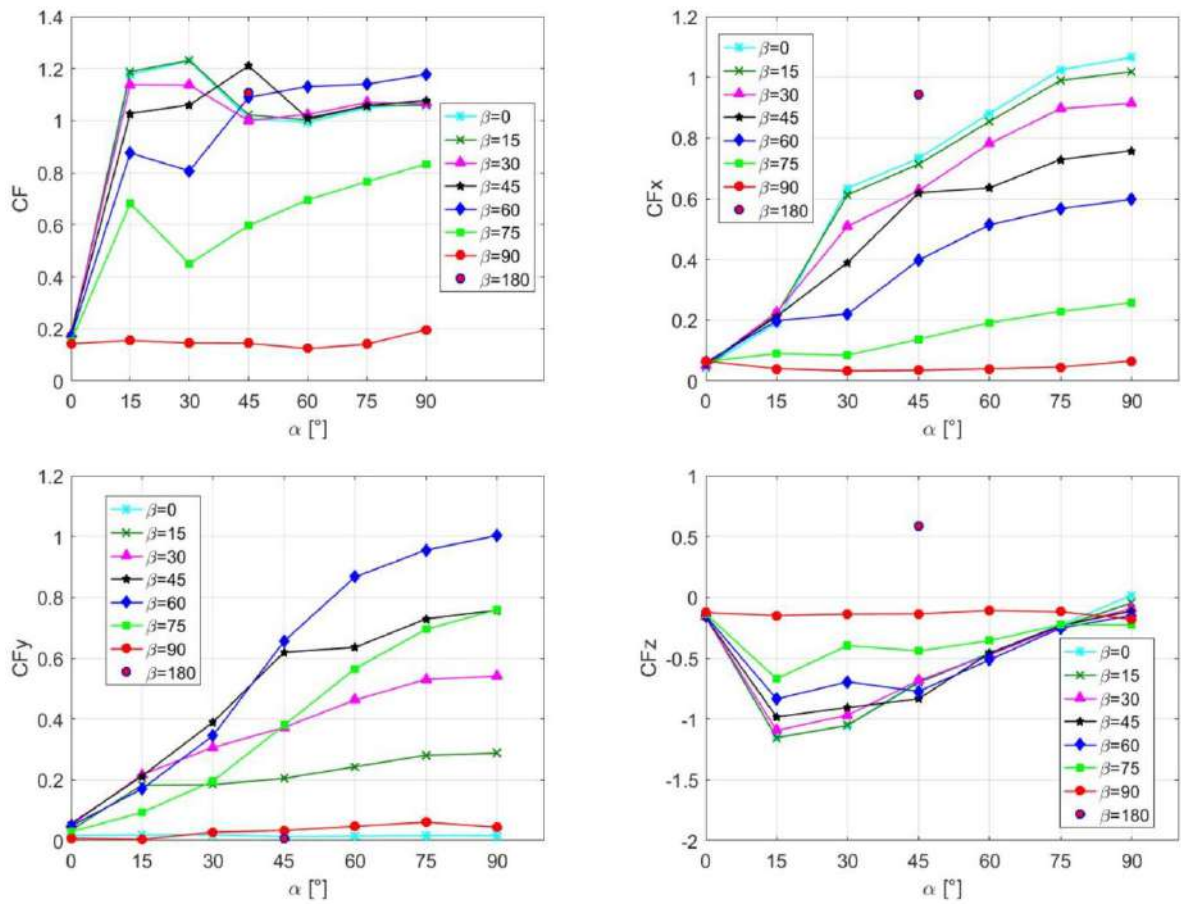


Figure 3.11. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme octogonale dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

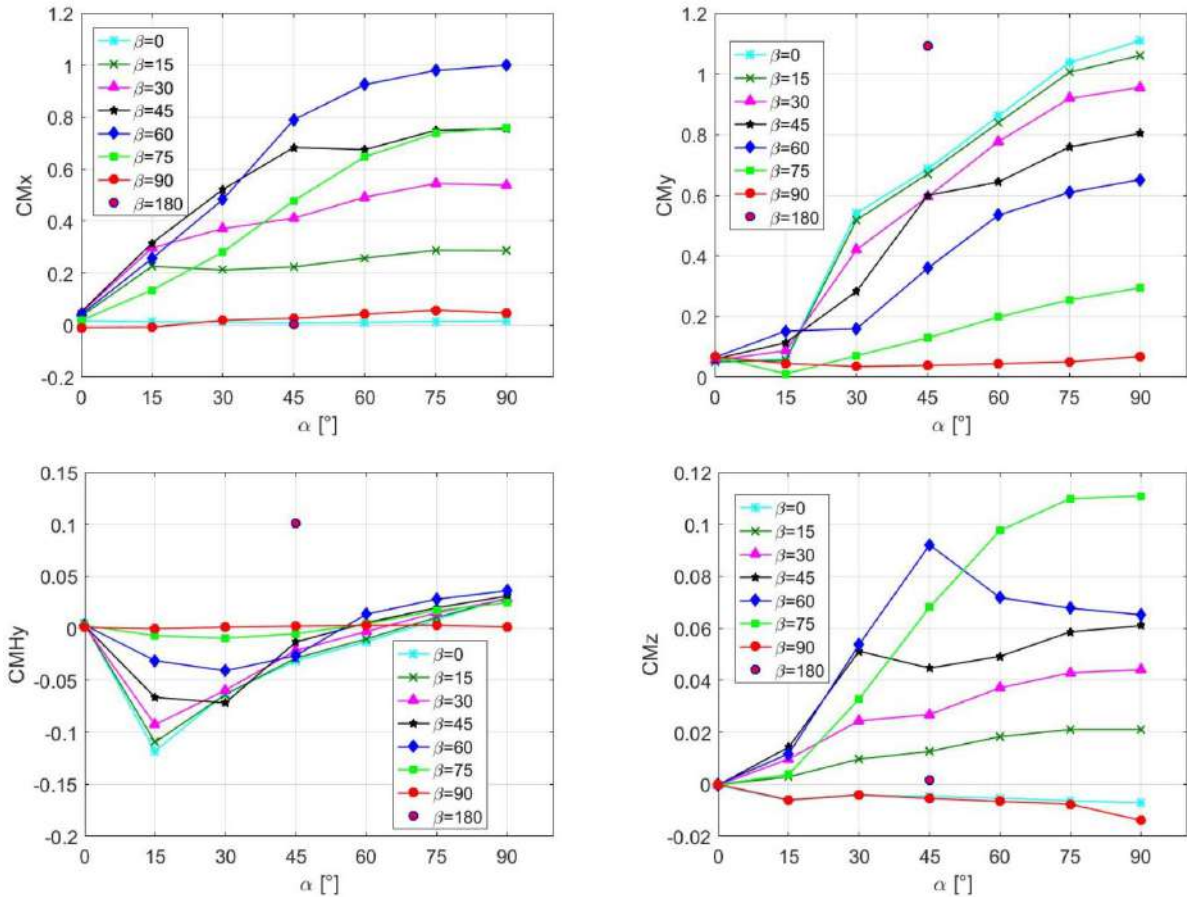


Figure 3.12. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme octogonale dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

3.3.2.3. Géométrie circulaire

Les mêmes tendances que les deux géométries précédentes sont observées pour les coefficients aérodynamiques de l'héliostat circulaire sur les figures 3.13 et 3.14. Les valeurs du coefficient total pour les configurations ($\alpha = 90^\circ; \beta = 45^\circ$) et ($\alpha = 45^\circ; \beta = 0^\circ$) sont respectivement égaux à 1,2 et 1,06. La différence relative résultante est égale à 12%, donc entre 6% (forme octogonale) et 5% (forme carrée).

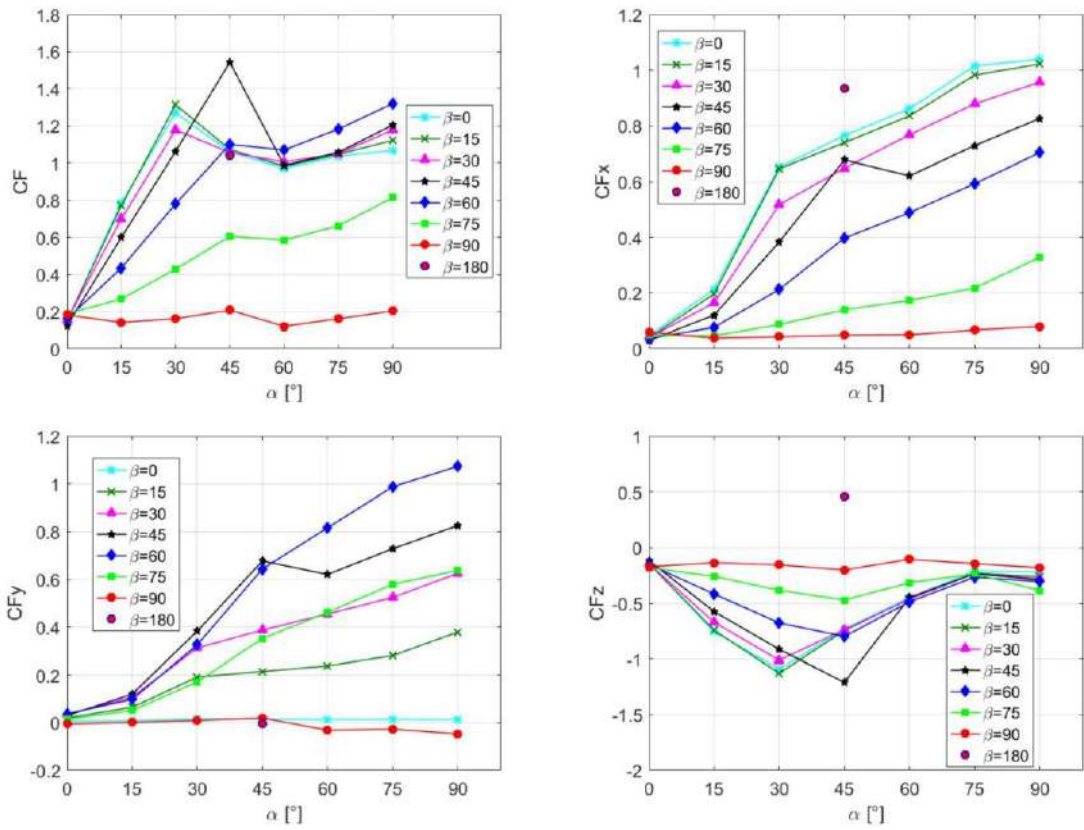


Figure 3.13. Coefficients de force moyenne avec différentes orientations (forme circulaire dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

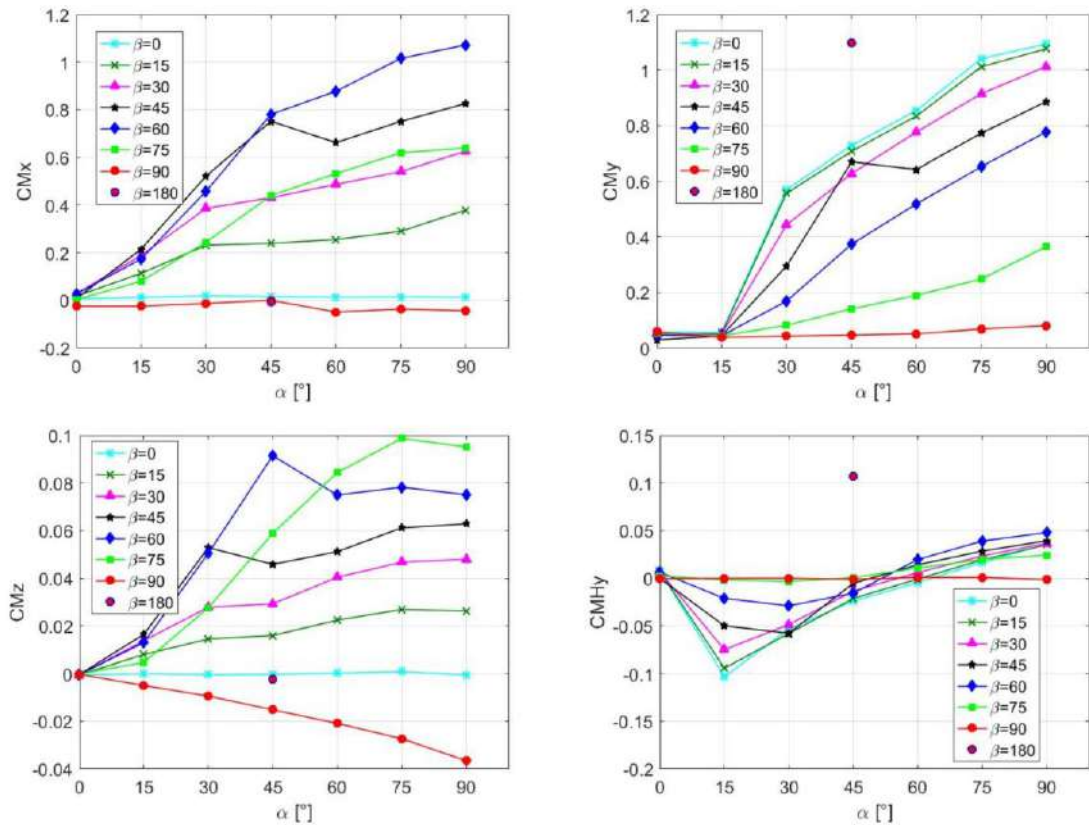


Figure 3.14. Coefficients de moment moyen avec différentes orientations (forme circulaire dans des conditions d'écoulement à faible turbulence).

3.3.3. Effet de la forme géométrique de miroir

La figure 3.15 présente la différence relative de la force totale du vent entre l'héliostat carré avec les héliostats octogonale et circulaire pour toutes les combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut. Les coefficients de la force totale du vent sont obtenus dans des conditions d'écoulement à faible turbulence. Quantitativement, la différence relative entre la géométrie carrée avec les deux autres géométries est généralement inférieure à 50%, pour la géométrie octogonale dans la configuration spécifique de l'héliostat $\alpha = 15^\circ$; elle varie de 50% à 200% avec la variation de l'angle β . Cette grande différence ($\geq 50\%$) entre la forme octogonale et carrée peut être due aux multiples bords plats pour la forme octogonale. On conclut que la géométrie octogonale a un effet important sur la force aérodynamique totale pour ($\alpha = 15^\circ$).

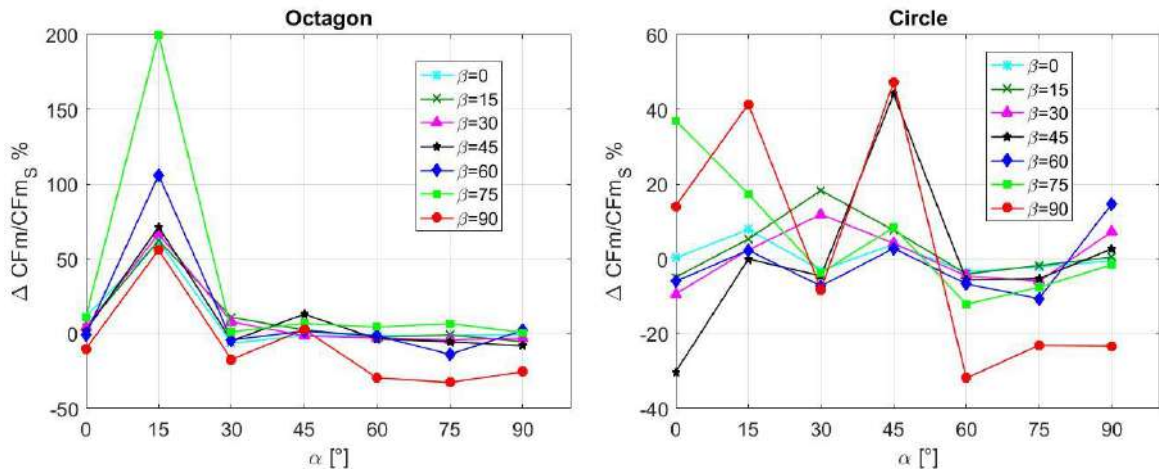


Figure 3.15. Différences relatives des coefficients de force moyenne pour les différentes formes [°] dans des conditions d'écoulement à faible turbulence.

Les choses sont différentes concernant la composante fluctuante du coefficient de force total (figure 3.16). De nombreuses combinaisons diffèrent de plus de $\pm 50\%$ par rapport à l'héliostat carré. Cette observation peut être justifiée par le comportement différent des couches de cisaillement dans le sillage de l'héliostat. En l'absence de turbulence dans le vent entrant, l'instabilité de la couche de cisaillement est la seule responsable de ces fluctuations des coefficients de force. La signature aérodynamique des héliostats est différente en raison des différences géométriques des bords: bords plats simples pour le carré, bords plats multiples pour l'octogone et bords arrondis continus pour le cercle.

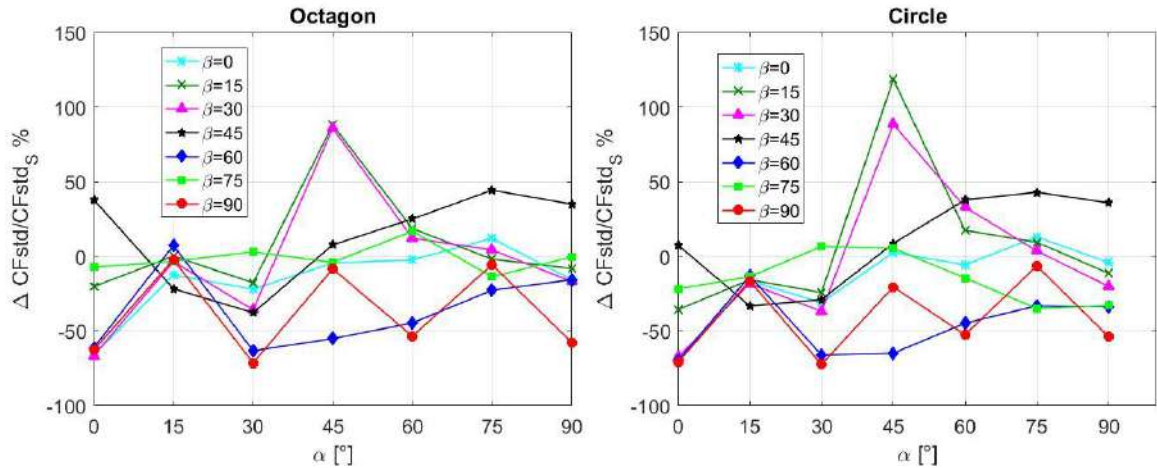


Figure 3.16. Différences relatives fluctuantes (std) des coefficients de force pour les différentes formes [°] dans des conditions d'écoulement à faible turbulence

3.3.4. Charges maximales

Les valeurs moyennes maximales des huit coefficients aérodynamiques dans des conditions d'écoulement à faible turbulence sont présentées dans le tableau 3.1. Pour chaque valeur moyenne maximale, la configuration correspondante (angles d'élévation et d'Azimut) est indiquée. Ces valeurs peuvent être utilisées pour obtenir l'enveloppe des forces et moments aérodynamiques à appliquer au stade de la conception de l'héliostat et de son système de support.

Tableau 3.1. Coefficients aérodynamiques moyens maximaux de trois géométries (conditions d'écoulement à faible turbulence).

	Carré			Octogone			Cercle		
	α [°]	β [°]	Valeur	α [°]	β [°]	Valeur	α [°]	β [°]	Valeur
CF	75	60	1.32	30 (30)	0 (15)	1.23	45	45	1.54
CF_x	90	0	1.07	90	0	1.06	90	0	1.04
CF_y	75	60	1.09	90	60	1.00	90	60	1.07
CF_z	30	0	-1.13	15 (15)	0 (15)	-1.15	45	45	-1.21
CM_x	75	60	1.12	90	60	1.00	90	60	1.07
CM_y	90	0	1.12	90	0	1.11	90	0	1.09
CM_z	90	75	0.10	90	75	0.11	75	75	0.10
CMH_y	15	0	-0.11	15	0	-0.12	15	0	-0.10

L'effet de la turbulence du vent entrant peut être inclus dans l'enveloppe par une approche normative afin d'obtenir la pression dynamique de la vitesse de pointe (en fonction des caractéristiques du vent du site), à multiplier par les coefficients aérodynamiques du tableau 3.1. La valeur de la force totale moyenne la plus petite est donnée par la forme géométrique octogonale avec une valeur de 1.23 contre 1,32 et 1,54 pour le carré et circulaire

respectivement. Donc, du point de vue mécanique, la forme octogonale est la plus favorable en termes de dimensionnement de la fondation et du pylône.

3.3.5. Effet de la hauteur dh

L'effet de l'écart (dh) entre la partie inférieure du miroir et le sol est étudié pour l'héliostat réglé perpendiculairement à l'écoulement. Les conditions d'écoulement turbulent faibles sont considérées ici. La figure 3.17 montre les coefficients aérodynamiques en fonction de l'écart non dimensionnel dh/h . Pour cette configuration ($\alpha = 90^\circ, \beta = 0^\circ$), on observe que l'augmentation de l'écart conduit à une légère augmentation ($< 5\%$) des coefficients de traînée aérodynamiques pour les trois formes d'héliostats. Ce résultat est cohérent avec les travaux de Letchford [18] pour la force de traînée. Pour le moment d'élévation, cet effet est très important (augmentation jusqu'à 40%).

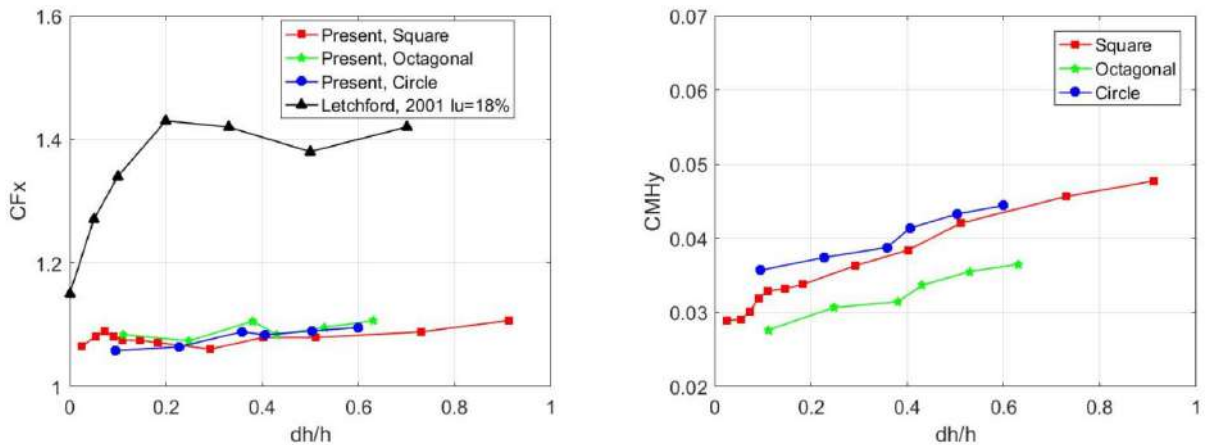


Figure 3.17. Effet de la hauteur sur les coefficients de force et de moment moyens, $\alpha = 90^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ (conditions d'écoulement à faible turbulence).

3.3.6. Effet de l'intensité de la turbulence

L'effet de la turbulence est étudié dans la configuration de l'angle d'élévation $\alpha = 45^\circ$ et de l'angle d'azimut $\beta = 0^\circ$. Trois conditions de flux de vent sont comparées: (i) turbulence faible présentée ci-dessus ($Iu = 1\%$), (ii) turbulence moyenne ($Iu = 15\%$) et forte turbulence ($Iu = 25\%$). L'intensité de turbulence de l'écoulement est ajustée dans la section d'essai en soufflerie par l'adjonction des grilles passives en amont du modèle. Des détails sur la génération de turbulence peuvent être trouvés dans Vita et al. [73]. Les profils de vitesse moyenne et d'intensité de turbulence correspondants sont représentés sur la figure 3.2. Une approche a été suggérée par Dyrbye et Hansen [74] pour tester une structure à relativement grande échelle dans une soufflerie, nécessite l'utilisation d'échelles de modèle plus grandes

que des échelles de longueur intégrales. Les échelles de longueur intégrales correspondantes, calculées à partir du premier passage par zéro de la fonction d'autocorrélation, sont égales à $\approx 3,4$ cm, soit de l'ordre de 10% de la dimension caractéristique des modèles.

Les figures 3.18 et 3.19 montrent les coefficients aérodynamiques moyens et maximaux en fonction de l'intensité de la turbulence. On observe que la valeur absolue des coefficients aérodynamiques moyen et pic augmente de façon monotone avec l'intensité de turbulence du flux entrant. L'augmentation maximale est de +30% pour les coefficients moyens, alors qu'elle atteint +60% pour la composante pic. Cet effet sur la force de traînée moyenne (C_{Fx} sur la figure 3.18) est conforme aux observations de Cermak [72] et Peterka [70] sur un miroir carré. Les coefficients aérodynamiques maximaux mesurés dans ce travail sont plus petits que ceux rapportés par Emes [67] et Peterka [70] (pour un miroir carré). Cette différence peut être attribuée aux caractéristiques des vents turbulents entrants pour les différentes études. En particulier, le rapport de l'échelle de longueur intégrale longitudinale à la dimension de référence du miroir (L_{ux}/h) des ouvrages de littérature est de l'ordre de $\approx 2,5$, alors qu'il n'est égal qu'à $\approx 0,1$ dans la présente étude. Cette différence de L_{ux} signifie que les tourbillons turbulents du flux impactent localement le miroir dans la présente étude alors qu'il enferme totalement les miroirs dans les travaux d'Emes [67] et Peterka [70].

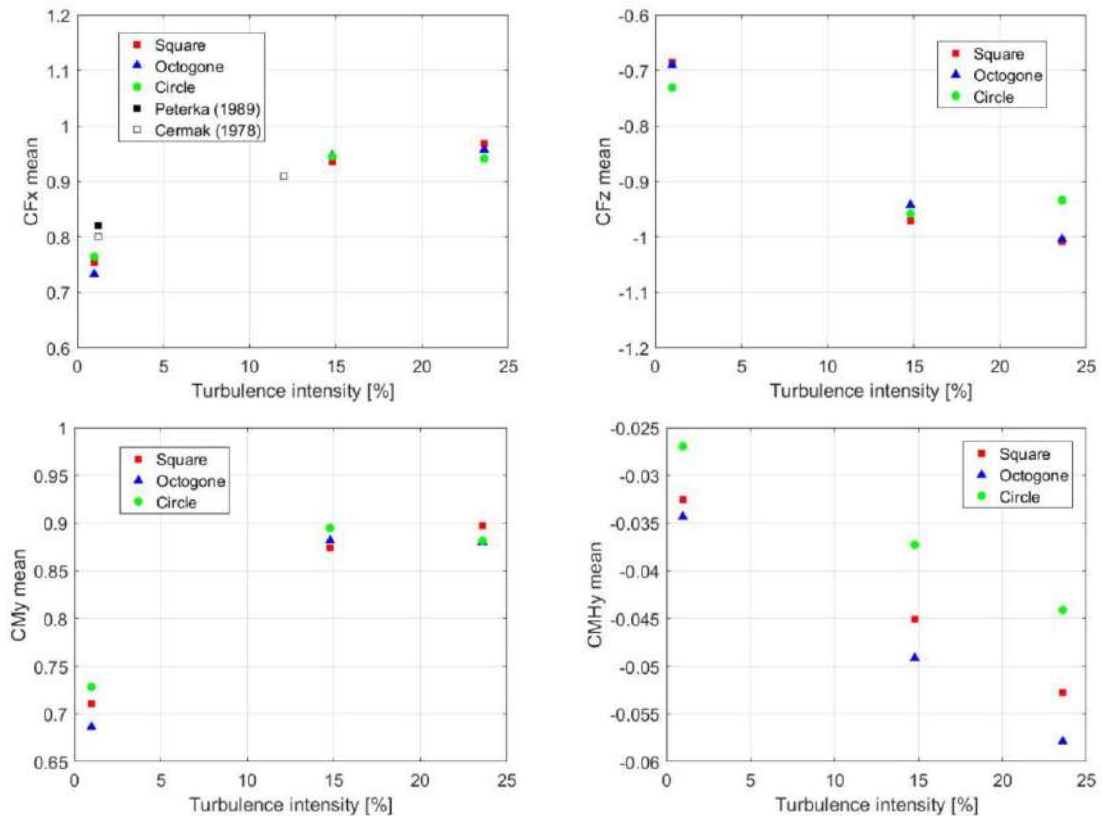


Figure 3.18. Effet de la turbulence sur les coefficients de force et de moment moyens ($\alpha = 45^\circ$, $\beta = 0^\circ$).

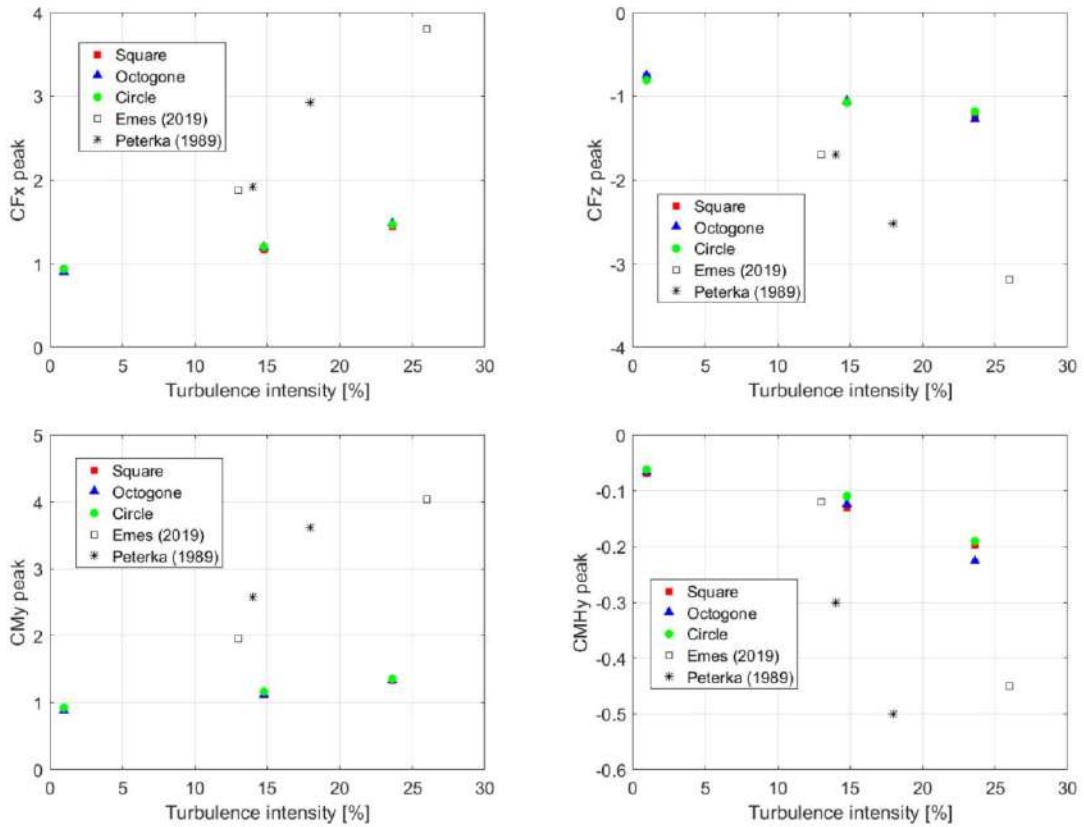


Figure 3.19. Effet de la turbulence sur les coefficients de force et de moment de pointe ($\alpha = 45^\circ$, $\beta = 0^\circ$).

L'effet de la turbulence sur les coefficients aérodynamiques moyens et maximaux est similaire pour les trois formes. Néanmoins, la charge aérodynamique est moins sévère pour la géométrie circulaire, notamment pour le moment d'élévation moyen (C_{MHy} moyen sur la figure 3.18) et les coefficients d'élévation et de portance maximaux (pics C_{MHy} et C_{Fz} sur la figure 3.19). Pour le niveau de turbulence le plus élevé, les réductions du moment aérodynamique moyen et de pointe atteignent -15% et -3% pour le miroir circulaire par rapport à la géométrie carrée. La réduction du coefficient de portance maximale est égale à -5% . L'observation opposée est faite pour la forme octogonale: des augmentations de 10% (pour C_{MHy} moyen), 15% (pour C_{MHy} pic) et 2% (pour C_{Fz} pic) sont rapportées par rapport à la géométrie carrée.

3.4. Conclusion

L'effet de la forme du miroir des héliostats sur la charge aérodynamique est étudié expérimentalement dans ce chapitre par des essais en soufflerie. Les mesures des forces et des moments sont effectuées sur trois géométries: carrée, circulaire et octogonale. Les modèles héliostat sont testés en configuration autonome dans des conditions d'écoulement uniformes spatialement, laminaire et turbulentes. Ces conditions ne sont pas représentatives de la

position réelle d'un héliostat dans un champ solaire (composé de centaines d'héliostats). Néanmoins, l'objectif ici est de quantifier l'effet de la forme et de la hauteur sur les coefficients aérodynamiques. La surface des trois miroirs est maintenue constante pour la comparaison de l'énergie solaire potentielle à récolter.

Les conclusions suivantes sont tirées: dans des conditions d'écoulement à faible turbulence ($I_u = 1\%$), la forme du miroir a un impact négligeable sur les coefficients aérodynamiques moyens, tandis que la composante fluctuante des forces aérodynamiques est modifiée. Dans des conditions d'écoulement turbulent ($I_u > 15\%$), la géométrie du miroir circulaire est avantageuse dans le cas spécifique d'un vent aligné avec une inclinaison de $\alpha = 45^\circ$. L'effet de la hauteur dans la configuration où le vent est perpendiculaire au miroir est limité à 5% pour la force de traînée mais il peut augmenter de 60% pour le moment d'élévation.

D'un point de vue purement aérodynamique, la géométrie circulaire est avantageuse pour réduire les charges moyennes et maximales de vent sur l'héliostat. Cette évaluation se limite à la configuration générique d'un héliostat incliné de $\alpha = 45^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ dans un vent uniforme. Par conséquent, la forme de miroir circulaire est avantageuse pour la conception aérodynamique de la structure d'entraînement d'élévation et de support de miroir/panneau des héliostats et des traqueurs solaires.

CHAPITRE 4. IMPACT DE LA FORME DES HELIOSTATS SUR LES CHARGES DE VENT : SIMULATION

NOMENCLATURE

Symboles	Définitions	Unités
h_e	Enthalpie massique	[-]
$u_i = u_i(x_i, t)$	la vitesse d'une particule de fluide se trouvant au point repéré par le vecteur x_i à l'instant t	[m/s]
$P = P_i(x_i, t)$	la pression d'une particule de fluide se trouvant au point repéré par le vecteur x_i à l'instant t	[Pa]
dp_{min}	La différence relative minimale de la pression	[-]
dp_{max}	La différence relative maximale de la pression	[-]
dp_{moy}	La différence relative moyennée de la pression	[-]
τ_{ij}	Tenseur des contraintes visqueuses	[Pa]
f_i	Résultante des forces massiques s'exerçant dans le fluide	[m/s ²]
q_i	Flux de chaleur dû à la conduction thermique	[J/m ² .s]
Q_H	Flux de chaleur dû au rayonnement	[J/m ² .s]
E	Energie totale par unité de masse	[J k/g]
H	Hauteur du pylône	[m]
S	Surface du miroir	[m ²]
U	Vitesse du vent	[m/s]
U_{ref}	Vitesse de référence correspondante	[m/s]
z_{ref}	Hauteur de référence	[m]
n	Exposant de la loi de puissance	[-]
I_u	Intensité de la turbulence	[%]
dh	Ecart résultant entre la partie inférieure du panneau et le sol	[m]
N_i	Nombre des cellules	[-]
r_i	Rapport de raffinement	[-]
C_{Fi}	Coefficient de la force aérodynamique suivant les directions X, Y, Z	[-]
C_{Mi}	Coefficient du moment aérodynamique autour les directions X, Y, Z	[-]
CMH_y	Coefficient du moment aérodynamique autour la direction Y à la base du pylône	[-]
α	Angle d'élévation	[°]

β	Angle d'Azimut	[°]
ρ	Densité de l'air	[kg/m ³]
dCF_{i-j}	les différences relatives des coefficients de force du vent	[%]
dCM_{i-j}	les différences relatives des coefficients de moment du vent	[%]

4.1. Introduction

En réalité, les héliostats sont installés dans des champs solaires qui étaient exposés à la couche limite atmosphérique turbulente. Pour cette raison, en parallèle avec l'étude expérimentale qui a été présentée dans le chapitre 3, une étude numérique a été effectuée sur les charges aérodynamiques dans les conditions de la couche limite atmosphérique.

Dans ce chapitre et dans la première partie, nous avons effectué une simulation numérique (*computational fluid dynamics*, CFD) sur les charges aérodynamiques (force de traînée et force de portance) d'héliostats à l'échelle de la soufflerie. Les résultats obtenus sont comparés avec les mesures disponibles dans la littérature afin de confirmer la fiabilité de la méthode de maillage et du modèle de turbulence sélectionné. Après cela, nous avons effectué une série de tests numériques sur les héliostats de forme géométrique carrée, octogonale et circulaire pour recueillir des informations sur l'impact de la forme géométrique du miroir sur les charges aérodynamiques. Enfin nous avons réalisé une simulation du vent sur trois modèles d'héliostats de différents designs à l'échelle réel pour obtenir des informations sur l'impact des charges de vent le design d'héliostat.

Les tests numériques sont effectués dans des conditions similaires aux couches limite atmosphérique (Turbulence et profil de vent variable en fonction de la hauteur). Chaque héliostat est testé dans une configuration autonome, c'est-à-dire sans la présence d'héliostats voisins. Les trois forces aérodynamiques et les quatre moments sont obtenus pour un grand nombre de combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut de l'héliostat. La comparaison de la charge aérodynamique est effectuée sur la base du coefficient de force total.

4.2. Logiciel de CFD et modélisation de la turbulence

Il convient de noter que les informations contenues dans ce chapitre proviennent de *SOLIDWORKS Flow Simulation*. Ce dernier est une nouvelle classe de logiciels d'analyse CFD qui est entièrement intégrée dans l'environnement de conception mécanique, pour toutes les applications d'ingénierie générale [75]. *SOLIDWORKS Flow Simulation* permet de simuler l'écoulement du liquide et du gaz dans des conditions réelles [76]. Pour simuler l'interaction des fluides avec les surfaces, *SOLIDWORKS Flow Simulation* effectue des calculs basés sur les équations de Navier-Stokes, qui sont des formulations de lois de conservation de la masse, de l'impulsion et de l'énergie:

- Equation de conservation de la masse (Équation de continuité)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (4.1)$$

- Équation de bilan de la quantité de mouvement

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) + \frac{\partial P}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}(\tau_{ij} + \tau_{ij}^R) + f_i \quad (4.2)$$

On note ici :

$\rho = \rho(x_i, t)$: la masse volumique du fluide au point repéré par le vecteur x_i à l'instant t [kg/m³] ;

$u_i = u_i(x_i, t)$: la vitesse d'une particule de fluide se trouvant au point repéré par le vecteur x_i à l'instant t [m/s] ;

$P = P_i(x_i, t)$: la pression d'une particule de fluide se trouvant au point repéré par le vecteur x_i à l'instant t [Pa];

τ_{ij} : le tenseur des contraintes visqueuses [Pa] ;

f_i : désigne la résultante des forces massiques s'exerçant dans le fluide [m/s²] ;

SOLIDWORKS Flow Simulation est capable de prendre en compte les flux laminaires et turbulents. Les écoulements laminaires se produisent à faibles valeurs du nombre de Reynolds, qui est défini comme le produit d'échelles représentatives de vitesse et de longueur divisées par la viscosité cinématique. Lorsque le nombre de Reynolds dépasse une certaine valeur critique, le flux passe en douceur à turbulent. Pour prédire les flux turbulents, les équations de Favre-averaged Navier-Stokes (7, 8 et 9) sont utilisées, où les effets de la turbulence du flux sur les paramètres de flux sont pris en compte dans le temps, tandis que les phénomènes à grande échelle dépendant du temps sont directement pris en compte.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho} \tilde{u}_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (4.7)$$

$$\frac{\partial(\bar{\rho} \tilde{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j + \bar{p} \delta_{ij} + \overline{\rho u_i'' u_j''} - \bar{\tau}_{ij}) = 0 \quad (4.8)$$

$$\frac{\partial(\bar{\rho} \tilde{e}_0)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{e}_0 + \tilde{u}_i \bar{p} + \overline{u_j'' p} + \overline{\rho u_j'' e_0''} + \bar{q}_j - \bar{u}_i \bar{\tau}_{ij}) = 0 \quad (4.9)$$

La densité moyenne de l'énergie totale \tilde{e}_0 est obtenue par :

$$\tilde{e}_0 = \tilde{e} + \frac{\widetilde{u_k u_k}}{2} + k \quad (4.10)$$

Où l'énergie de la turbulence k est définie par :

$$k \equiv \frac{\widetilde{u_k'' u_k''}}{2} \quad (4.11)$$

Grâce à cette procédure, des termes supplémentaires appelés contraintes de Reynolds apparaissent dans les équations pour lesquelles des informations supplémentaires doivent être fournies. Pour fermer ce système d'équations, *SOLIDWORKS Flow Simulation* utilise Le modèle de turbulence k- ε .

Le modèle de turbulence k- ε modifié avec fonctions d'amortissement proposé par Lam et Bremhorst [77] décrit des écoulements laminaires, turbulents et transitoires de fluides homogènes comprenant les lois de conservation de la turbulence suivantes:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho k u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + \tau_{ij}^R \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \rho \varepsilon + \mu_t P_B \quad (4.12)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \rho \varepsilon u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} \left(f_1 \tau_{ij}^R \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + C_B \mu_t P_B \right) - f_2 C_{\varepsilon 2} \frac{\rho \varepsilon^2}{k} \quad (4.13)$$

$$\tau_{ij} = \mu s_{ij}, \quad \tau_{ij}^R = \mu_t s_{ij} - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij}, \quad \delta_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \quad (4.14)$$

$$P_B = -\frac{g_i}{\sigma_B} \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x_i} \quad (4.15)$$

Où :

$$C_\mu = 0.09, C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92;$$

$$\sigma_k = 1, \sigma_\varepsilon = 1.3, \sigma_B = 0.9;$$

$$C_B = 1 \text{ si } P_B > 0, C_B = 0 \text{ si } P_B < 0.$$

La viscosité turbulente est défini par :

$$\mu_t = f_\mu \frac{C_\mu \rho k^2}{\varepsilon} \quad (4.16)$$

La fonction d'amortissement de Lam et Bremhorst [77] f_μ est défini par :

$$f_\mu = (1 - e^{-0.025R_y})^2 \cdot (1 + \frac{20.5}{R_t}) \quad (4.17)$$

Où :

$$R_y = \frac{\rho\sqrt{k}y}{\mu} \quad (4.18)$$

$$R_t = \frac{\rho k}{\mu\varepsilon} \quad (4.19)$$

y est la distance entre le point de la paroi et les fonctions d'amortissement f_1 et f_2 de Lam et Bremhorst [77] :

$$f_1 = 1 + \left(\frac{0.05}{f_\mu}\right)^3, \quad f_2 = 1 - e^{R_t^2} \quad (4.20)$$

Les fonctions d'amortissement de Lam et Bremhost f_μ , f_1 et f_2 diminuent la viscosité turbulente et l'énergie de la turbulence, et augmentent le taux de dissipation de la turbulence lorsque le nombre de Reynolds R_y basé sur la vitesse moyenne des fluctuations et la distance de la paroi devient trop petit. Lorsque $f_\mu = 1$, $f_1 = 1$, $f_2 = 1$, l'approche revient au modèle $k - \varepsilon$ d'origine.

Le flux de chaleur est défini par :

$$q_i = \left(\frac{\mu}{P_r} + \frac{\mu_t}{\sigma_c}\right) \frac{\partial h}{\partial x_i}, \quad i = 1, 2, 3 \quad (4.21)$$

Ici, la constante $\sigma_c = 0.9$, P_r le nombre de Prandtl, et h est l'enthalpie thermique.

4.3. Model numérique des héliostats

Sur *CAO SOLIDWORKS 3D*, Trois modèles d'héliostats avec une géométrie de miroir différente (carré, octogone et cercle) ont été modélisés avec une même dimension que les modèles d'héliostats expérimentaux. Les tests sont effectués dans une large gamme des angles d'élévation ($\alpha = 0 - 180^\circ$, à tous les 15°) et d'azimut ($\beta = 0 - 90^\circ$, à tous les 15°). Chaque héliostat est testé dans une configuration autonome, c'est-à-dire sans la présence d'héliostats voisins. La hauteur du pylône H est fixée à 202 mm. En raison de la surface fixe des quatre héliostats, l'écart résultant (dh) entre la partie inférieure du panneau et le sol est légèrement différent pour les quatre formes, comme le montre la figure 4.1. Le flux du vent est caractérisé par une intensité de turbulence de 14%.

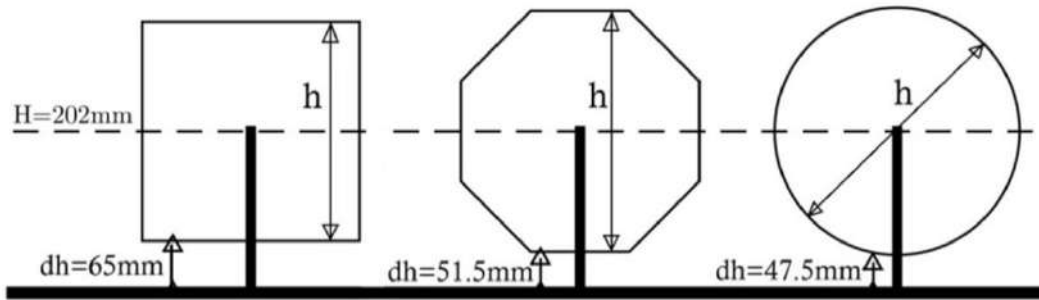


Figure 4.1. Croqué Modèles d'héliostat conçu sur *SolidWorks*.

4.4. Conditions aux limites

La Figure 4.2 présente les vitesses moyennes d'un écoulement uniforme qui a été utilisé en soufflerie et d'un écoulement similaire à la couche limite atmosphérique. L'écoulement uniforme de la soufflerie est utilisé pour comparer nos résultats de simulation avec les résultats obtenus par le laboratoire de mécanique des fluides NASA Ames [75] et par Mammar [62]. Pour le vent de la couche limite atmosphérique, la variation de la vitesse du vent avec la hauteur est fréquemment définie utilisant l'approche de la loi de puissance (4.22).

$$\frac{U}{U_{ref}} = \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^n \quad (4.22)$$

Où U_{ref} se réfère à la vitesse de référence correspondante, z_{ref} se réfère à la hauteur de référence, et n se réfère à l'exposant de la loi de puissance. En règle générale, les héliostats étaient installés dans des pays ouverts avec des arbres et des bâtiments isolés. La valeur correspondante pour n dans l'approche de la loi de puissance est $n = 0,14$ [79].

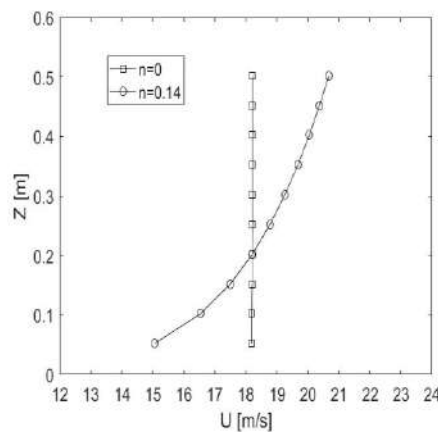


Figure 4.2. Profils de vitesse dans le domaine de simulation.

La vitesse et la hauteur de référence ont été définies pour la simulation de l'écoulement de vent dans la couche limite atmosphérique. La hauteur de référence choisie est de 0,5 m et la hauteur du champ de vent réel correspondant est de 10 m. La vitesse de référence choisie est

de 18,2 m/s. L'intensité de la turbulence I_u du flux et la densité de l'air ρ sont respectivement de 14% et 1,23 kg/m³.

4.5. Méthode de maillage et de résolution

Le domaine de calcul et le maillage sont montrés dans les figures 4.3 et 4.4. Le domaine de calcul est de largeur $9,5 H$, de hauteur $7,5 H$ et de longueur $22,4 H$. Où H est la hauteur du pylône. La section transversale (largeur x hauteur) du domaine de calcul est égale à $2 \times 1,5 \text{ m}^2$, elle a été choisie égale à la section d'essai aéronautique de la soufflerie, ce qui a entraîné de légers effets de blocage de 2,4%. Pour différents angles d'élévation, les grilles ont été modifiées pour obtenir des solutions décrivant le flux et les forces du vent. Pour que les résultats calculés soient plus fiables, le maillage doit être fin avec une quantité élevée de cellules près de la région du modèle de l'héliostat [80].

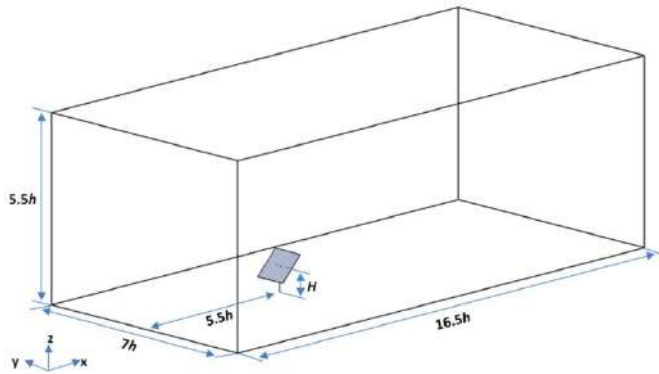


Figure 4.3. Domaine de calcul à trois dimensions.

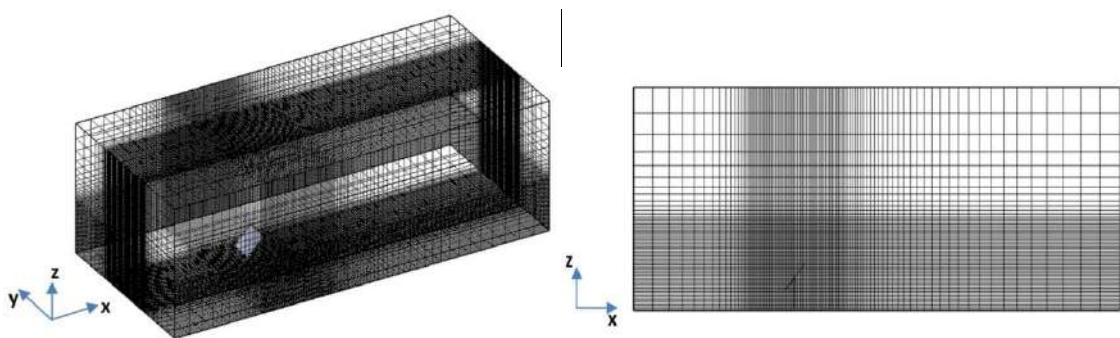


Figure 4.4. Maillage du domaine de calcul.

Le tableau 4.1 montre les pressions du vent minimales, maximales et moyennes sur la surface du miroir pour un angle d'élévation de 90° . Ces pressions ont été obtenues à partir de quatre grilles de $N_1 = 569604$, $N_2 = 783504$, $N_3 = 1134646$ et $N_4 = 1447039$ cellules. L'étude d'indépendance de maillage a été réalisée en comparant les résultats de pression du

tableau 4.1. Le rapport de raffinement r_i entre N_i et N_{i+1} est calculé par l'équation (4.23). Les valeurs de r_i sont présentées dans le tableau 4.2.

$$r_i = \frac{N_{i+1} - N_i}{N_i} \cdot 100 \quad (4.23)$$

La différence relative minimale dp_{min} , maximale dp_{max} et moyennée dp_{moy} de la pression entre les grilles N_1 et N_2 , les grilles N_2 et N_3 et les grilles N_3 et N_4 sont calculées et présentées dans le tableau 4.2. La grille N_3 est choisie par la comparaison de la différence relative de la pression entre les grilles. La grille finale utilisée dans cette étude a une cellule de taille minimale $0,048 H$ dans toutes les directions x, y et z et de taille maximale $1,30 H$ (suivant x), $0,44 H$ (suivant y) et $0,49 H$ (suivant z) (voir la Figure 4.4).

Sur *SOLIDWORKS Flow Simulation*, la convergence est déterminée automatiquement avec la solution globale définis pour chaque force et moment du vent, et propriétés moyennes des fluides du domaine souhaités.

Tableau 4.1. Pression du vent sur la surface du miroir pour les quatre grilles.

Grilles	N_1	N_2	N_3	N_4
Nombre total des cellules	569 604	783 504	1 134 646	1 447 039
Pression minimale P_{min} [Pa]	-122.06	-281.80	-173.12	-191.76
Pression maximale P_{max} [Pa]	282.22	623.98	282.29	282.52
Pression moyenne P_{moy} [Pa]	221.40	220.59	223.58	223.04

Tableau 4.2. Différences relatives entre les grilles.

Grilles	N_1 et N_2	N_2 et N_3	N_3 et N_4
Rapport de raffinement r_i [%]	1.38	1.45	1.28
d_{Pmin} [%]	130.88	-38.57	10.77
d_{Pmax} [%]	121.10	-54.76	0.08
d_{Pmoy} [%]	-0.37	1.35	-0.24

4.6. Validation du modèle CFD

Les coefficients de portance C_{Fz} et de traînée C_{Fx} sur la géométrie carrée aux angles d'élévation compris entre 0° et 90° pour les profils de vent $n = 0$ et $n = 0.14$ sont obtenus et tracés dans la figure 4.5 avec les résultats de Peterka [70], NASA Asem [78] et Mammer [62].

Concernant les profils de vent $n = 0$ et $n = 0.14$, leurs coefficients de la force de traînée augmentent avec l'augmentation de l'angle d'élévation pour atteindre des valeurs maximales sont respectivement de 1.38 et 1,66 à l'angle d'élévation $\alpha = 90^\circ$. Cependant, leurs coefficients de la force de portances maximales sont respectivement de 1.06 et 1.15 à l'angle $\alpha = 30^\circ$.

La figure 4.5 montre que la tendance des courbes des coefficients des charges de vent en fonction de l'angle d'élévation est similaire avec les résultats de la littérature. Les coefficients des charges de vent obtenus par notre simulation correspondent assez bien aux résultats de Peterka [70], NASA Asem [78] et Mammmer [62]. Cela a montré la précision de la méthode numérique suivie et donc a augmenté notre confiance dans l'utilisation du modèle CFD pour l'analyse des charges de vent sur d'autres formes d'héliostat.

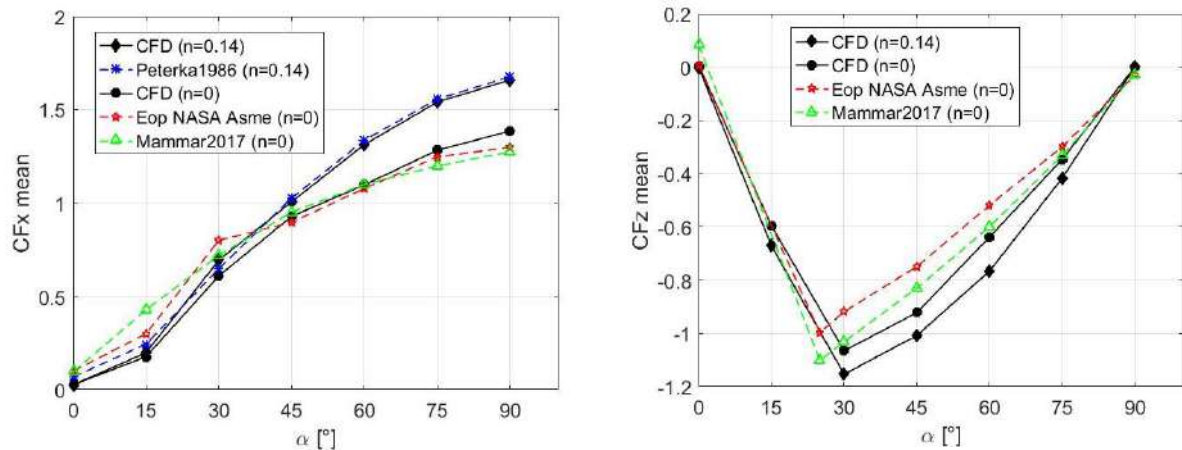


Figure 4.5. C_{Fx} et C_{Fz} de notre résultats, de Peterka, de NASA et de Maamer pour α de 0 à 90° .

4.7. Coefficients des charges de vent

4.7.1. Géométrie carrée:

La figure 4.6.a et la figure 4.6.b montrent le coefficient de force aérodynamique et ses trois composants lorsque l'angle d'élévation (α) varie entre -90° et 90° et l'angle d'Azimut (β) varie entre 0° et 90° respectivement, dans des conditions d'écoulement turbulence. Lorsque l'héliostat est aligné avec le flux ($\beta = 0^\circ$), la composante principale de la force aérodynamique totale est la composante de portance pour les faibles angles d'élévation ($-30^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$). Au-delà de ces valeurs, la force aérodynamique consiste principalement en une composante de traînée due aux différences de pression entre les deux facettes de l'héliostat comme montré dans la figure 4.7, où on peut remarquer qu'il existe une petite différence de pression entre les deux faces de l'héliostat à $\alpha = 15^\circ$ et une grande différence de

pression entre les deux faces de l'héliostat à $\alpha = 60^\circ$. Dans la figure 4.6.b, on observe que le coefficient de la force latérale devient la composante principale de la force aérodynamique dans aux angles d'Azimut ($\beta \geq 60^\circ$). De plus, la valeur du coefficient de force totale augmente avec l'augmentation de l'angle d'élévation (α) et la diminution de l'angle d'Azimut (β). Cet effet est dû de la zone d'attaque de la projection de la facette du miroir dans la direction du vent.

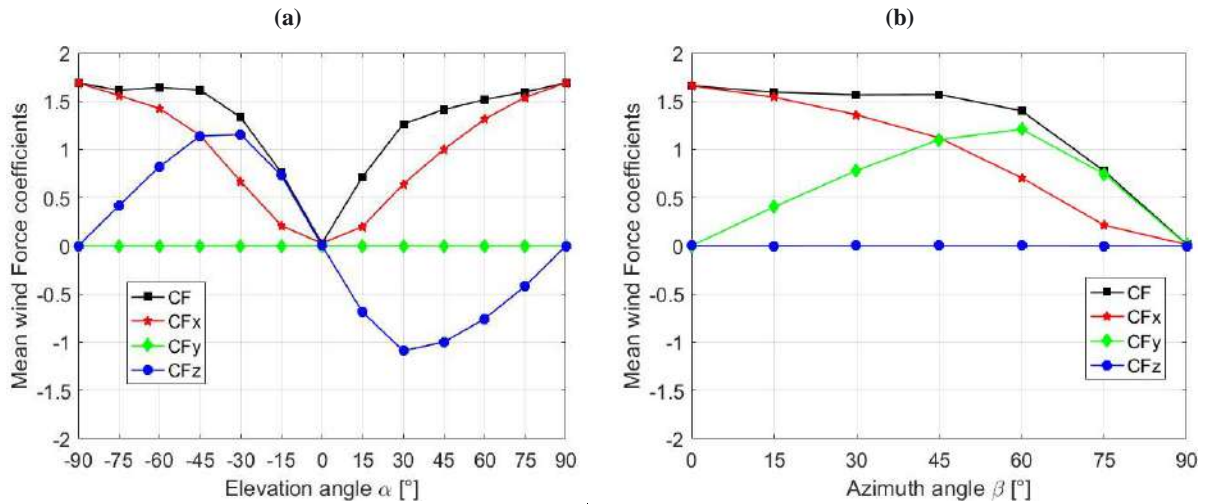


Figure 4.6. Force totale et ses composantes aux : (a) Angle d'élévation, (b) Angle d'azimut.

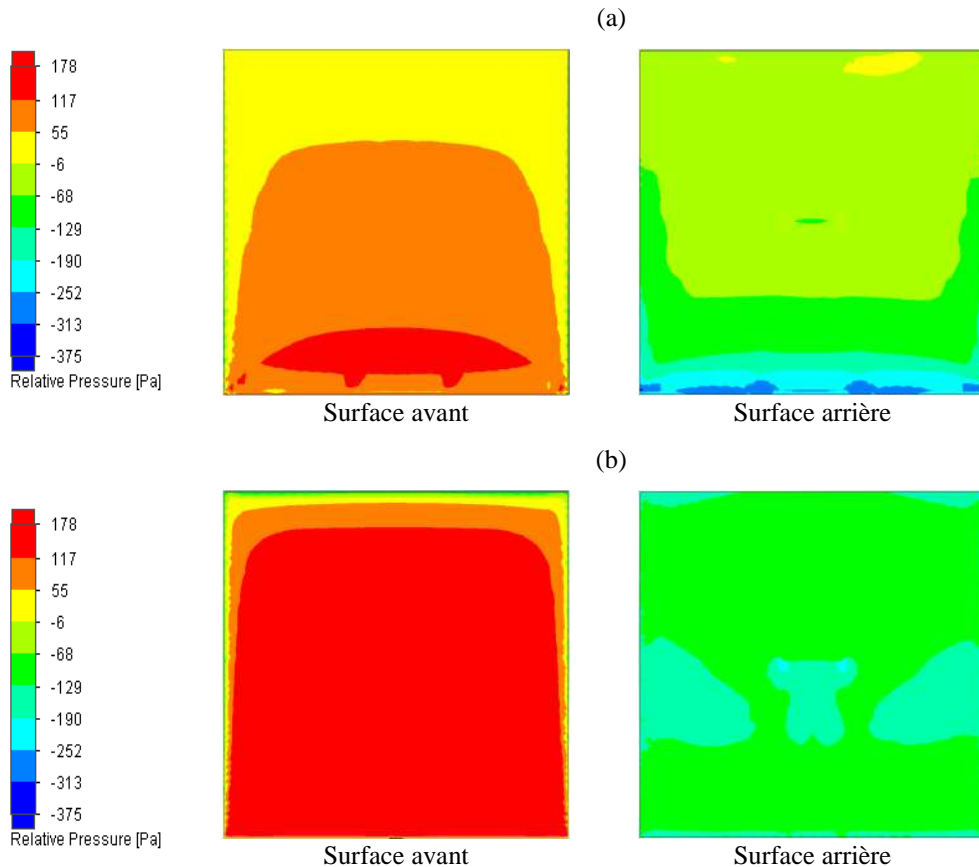


Figure 4.7. Distribution de la pression sur les deux surfaces du miroir : (a) $\alpha = 15^\circ$, (b) $\alpha = 60^\circ$.

Figure 4.8 montre les coefficients du moment aux angles d'élévation (α) entre -90° et 90° et angles d'Azimut (β) entre 0 et 90° . On observe que le moment au niveau de l'axe d'élévation CM_{Hy} augmente avec la diminution de l'angle (α) pour atteindre ses valeurs maximales de -0.16 et 0.13 aux angles $\alpha = -15^\circ$ et $\alpha = 15^\circ$, respectivement. Cet effet est provoqué par la distribution de pression qui concentre près du bout inférieur de la surface et diminue vers le bout supérieur de miroir comme montré dans la figure 4.7.a.

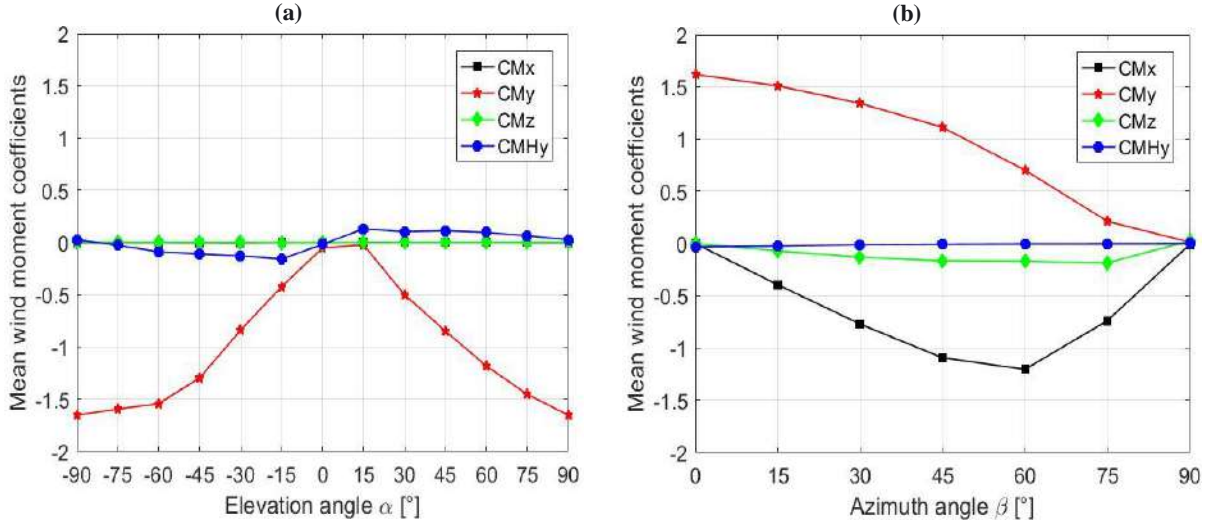


Figure 4.8. Coefficients du moment aux : (a) Angle d'élévation, (b) Angle d'azimut.

4.7.2. Effet de la forme sur les coefficients aérodynamique

Les coefficients des moments et le coefficient de force totale et ses composantes sur les héliostats de forme géométrique octogonale et circulaire sont comparés à celle de la géométrie carrée pour toutes les combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut testé précédemment. Cette analyse est réalisée dans des conditions d'écoulement à turbulent. La différence relative des coefficients aérodynamique des géométries octogone et cercle par rapport à la géométrie carrée ont été calculées utilisant les équations (4.24) et (4.25).

$$dCF_{i-j} = 100. \frac{CF_{i-j} - CF_{i-s}}{CF_{i-s}} \quad (4.24)$$

$$dCM_{i-j} = 100. \frac{CM_{i-j} - CM_{i-s}}{CM_{i-s}} \quad (4.25)$$

Où dCF_{i-j} et dCM_{i-j} sont les différences relatives des coefficients de force et de moment du vent, respectivement. i est la direction de la charge du vent (x, y ou z). j est la géométrie octogonale ou circulaire de l'héliostat. s est la géométrie carrée de l'héliostat.

La figure 4.9 montre la différence relative des coefficients de force moyenne par rapport à la géométrie carrée. On observe que la différence relative ne dépasse pas 10% sauf dans les cas où la valeur du coefficient aérodynamique du vent tend vers à zéro. Donc la géométrie du miroir de l'héliostat a un léger impact sur les coefficients de la force du vent. Le signe moins signifie que les charges sur la géométrie carrée est plus fort que les autres.

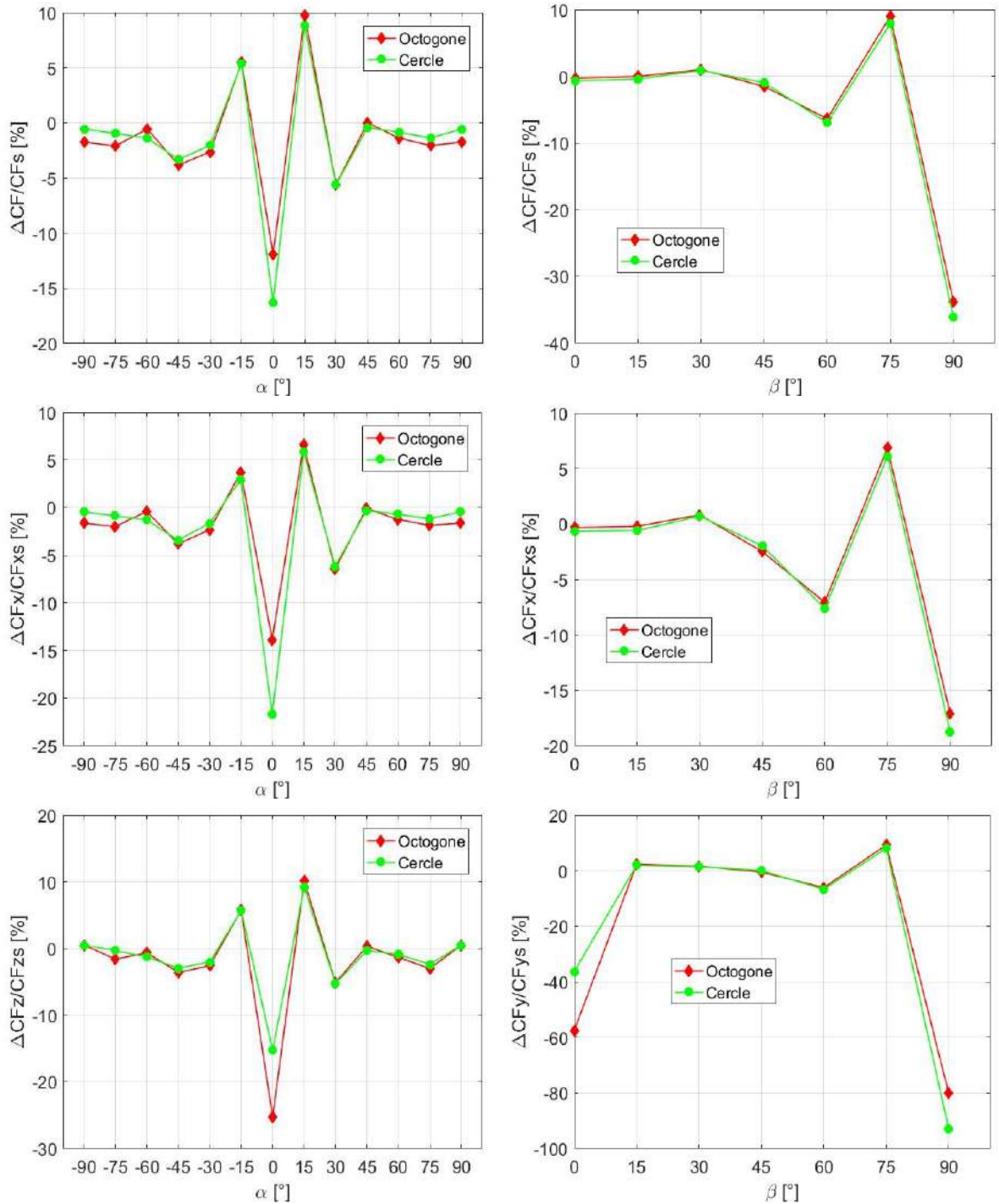


Figure 4.9. Différences relatives des coefficients de force pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement turbulent.

La figure 4.10 montre la différence relative des coefficients du moment par rapport à la géométrie carrée. On a la même remarque que la figure 4.9, dans les cas où les coefficients du moment tendent vers zéro la différence relative des coefficients du moment dépasse 10%. Dans les autres cas, on observe que la différence relative ne dépasse pas 10% sauf pour le coefficient du vent CM_{Hy} presque à tous les configurations de (α) et (β) la différence relative dépasse -10%. Le signe négatif, signifie que l'héliostat de forme carrée subit des charges du vent au niveau de l'axe d'élévation plus élevés par rapport au deux autres héliostats (octogonale et circulaire). Cela pourrait être dû différences géométriques des bords: bords plats simples pour le carré, bords plats multiples pour l'octogone et bords arrondis continus pour le cercle.

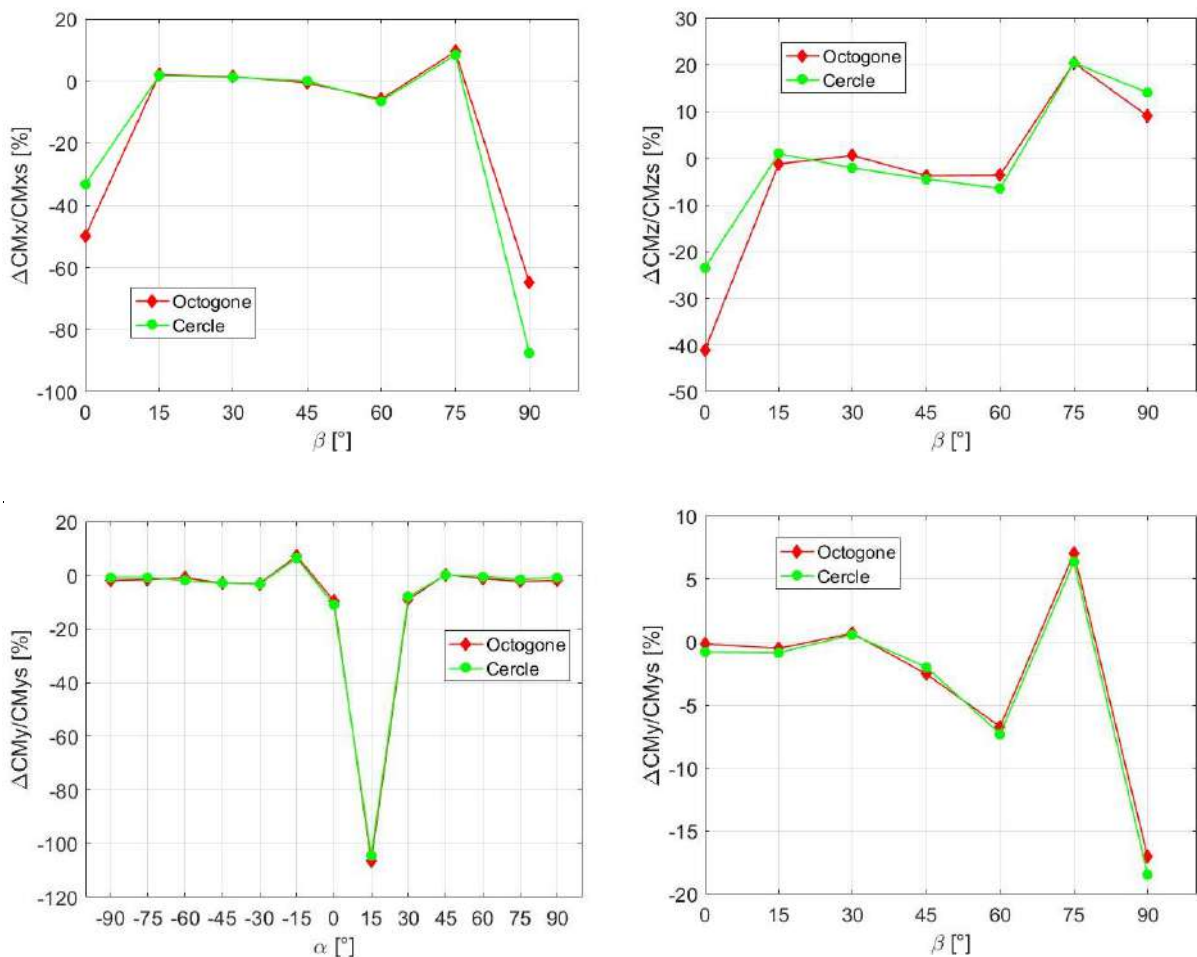


Figure 4.10. Différences relatives des coefficients de moment pour les différentes formes [%] dans des conditions d'écoulement turbulent.

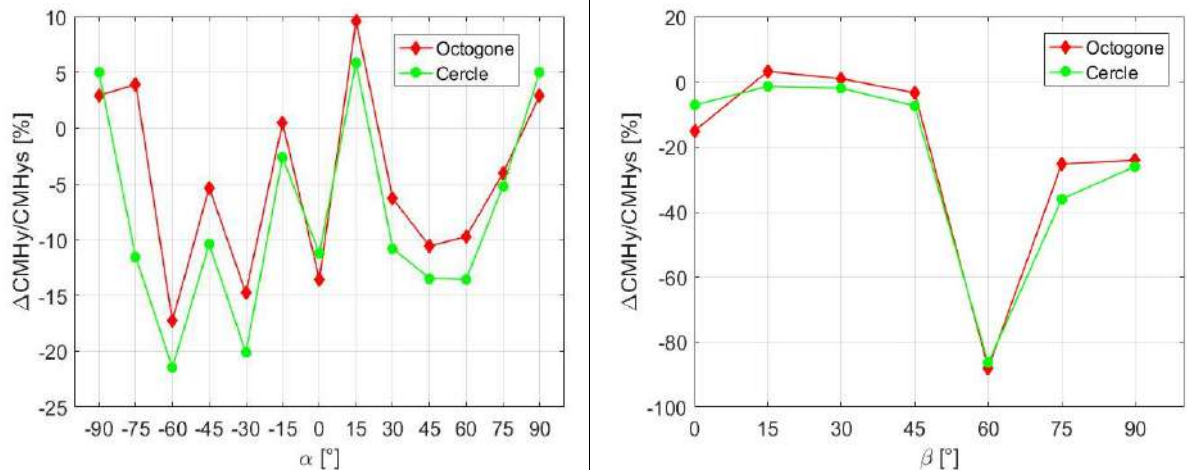


Figure 4.10. Suite.

4.7.3. Charges aérodynamique maximales

Les valeurs moyennes maximales des huit coefficients aérodynamiques dans des conditions d'écoulement turbulent sont présentées dans le tableau 4.3. Pour chaque valeur moyenne maximale, la configuration correspondante (angles d'élévation et d'Azimut) est indiquée. Ces valeurs peuvent être utilisées pour obtenir des forces et moments aérodynamiques à appliquer à la structure de l'héliostat. La valeur de la force totale moyenne la plus grande est présenté par la forme géométrique carrée avec une valeur de 1,69 contre 1,66 et 1,68 pour l'octogone et cercle respectivement. Cependant, du point de vue mécanique, la forme circulaire est la plus favorable pour le dimensionnement de la fondation, du pylône, des composants des liaisons d'élévation et d'azimut. En effet, la forme circulaire a les valeurs les plus basses des coefficients de moment aérodynamique.

Tableau 4.3. Coefficients aérodynamiques maximaux de trois géométries (écoulement turbulence).

	Carré			Octogone			Cercle		
	α [°]	β [°]	Valeur	α [°]	β [°]	Valeur	α [°]	β [°]	Valeur
CF	90(-90)	0	1.69	90(-90)	0	1.66	90(-90)	0	1.68
CF_x	90(-90)	0	1.69	90(-90)	0	1.66	90(-90)	0	1.68
CF_y	0	60	1.21	0	60	1.13	0	60	1.13
CF_z	-30	0	1.15	-30	0	1.12	-30	0	1.13
CM_x	0	60	-1.20	0	60	-1.13	0	60	-1.13
CM_y	90(-90)	0	-1.65	90(-90)	0	-1.62	90(-90)	0	-1.64
CM_z	0	75	-0.86	0	75	-0.22	0	75	-0.22
CMH_y	-15	0	-0.16	-15	0	-0.16	-15	0	-0.15

4.8. Pression du vent sur les quatre formes géométriques:

La distribution de la pression du vent sur les quatre géométries du miroir dans les orientations d'élévation 90° , 60° et 30° et d'azimut 0° , 30° et 60° sont dans les figures 4.11 et 4.12 présente, respectivement.

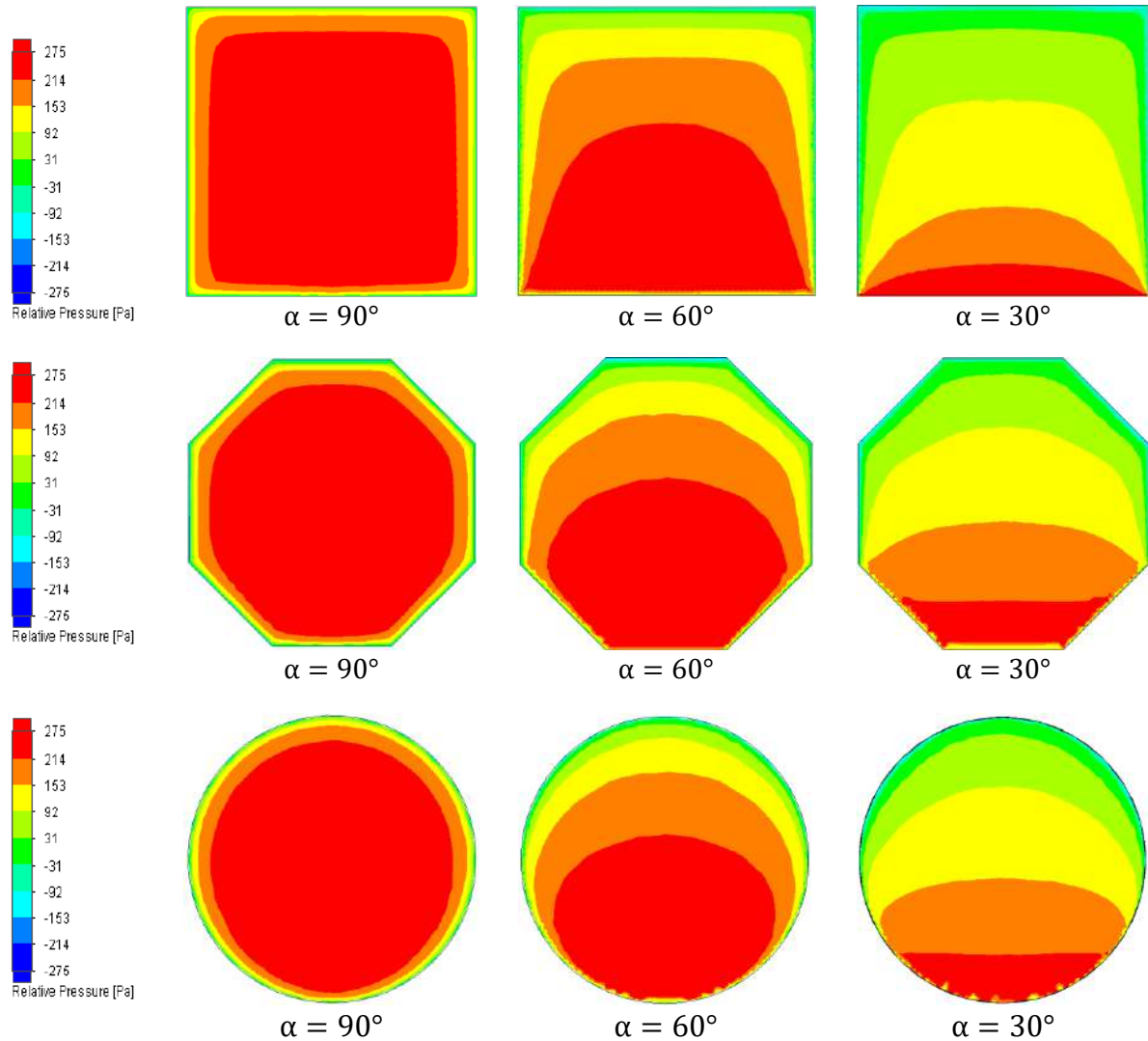


Figure 4.11. Distribution de pression sur les quatre géométries du miroir dans les configurations $\alpha = 90^\circ$, $\alpha = 60^\circ$ et $\alpha = 30^\circ$.

La distribution de la pression du vent sur la zone réfléchissante de l'héliostat liée au sens d'attaque du vent. Dans l'orientation de l'héliostat $\alpha = 90^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ où la surface du miroir est perpendiculaire au flux de vent, la densité de la pression est forte au centre de la surface et se dégrade vers les bords de la surface. Cependant dans les autres directions d'élévation et d'azimut, la densité de la pression du vent est forte dans la zone près au premier bord du miroir touché par le vent. Cet effet explique pourquoi les valeurs des coefficients CM_{Hy} et CM_z sont maximales aux angles $\alpha = -15^\circ$ et $\beta = 75^\circ$, respectivement.

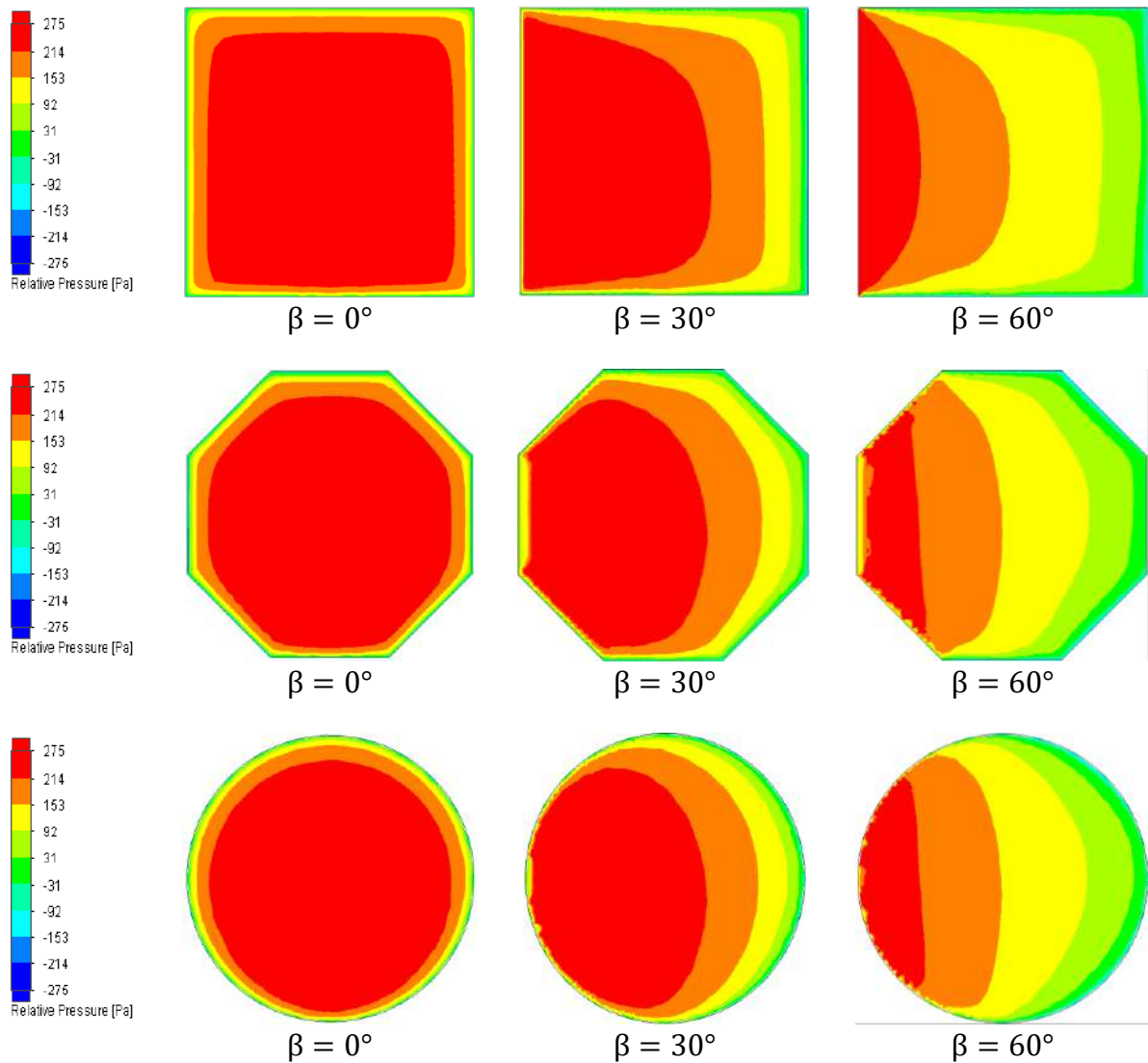


Figure 4.12. Distribution de pression sur les quatre géométries du miroir dans les configurations $\beta = 0^\circ$, $\beta = 30^\circ$ et $\beta = 60^\circ$.

4.9. Effet du design de l'héliostat sur les charges de vent

Dans cette partie de ce chapitre, une simulation du vent a été effectuée sur trois designs d'héliostat (vois la figure 4.13) sont conçu pour la centrale solaire à tour 1TSC-DZ (Figure 1.14) de l'unité de recherche appliquées en énergie renouvelable, URAER Ghardaïa.

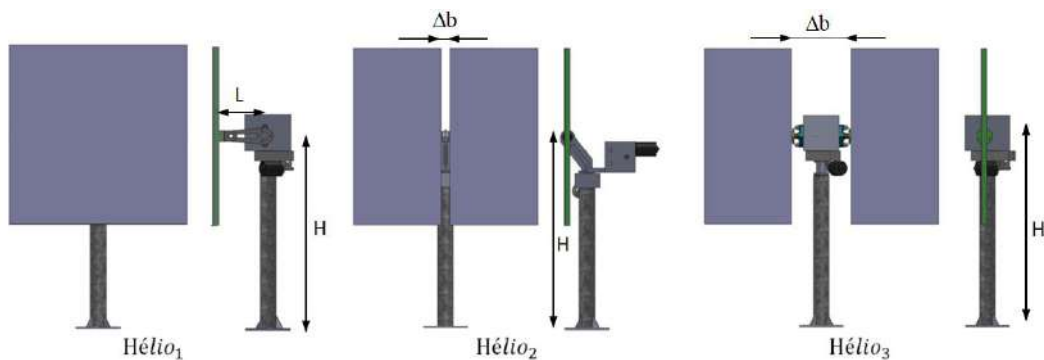


Figure 4.13. Trois types modèles CAO d'héliostat.

Chaque héliostat a une surface réfléchissante totale égale à 1 m^2 et un pylône de hauteur égale à 1 m . La principale différence entre les trois héliostats est la forme de la zone réfléchissante. Elle s'agit d'un miroir de forme carrée pour le premier héliostat (Helio1) et deux miroirs de forme rectangulaire avec une distance entre eux Δb égale à 0.053 m et 0.329 m pour le deuxième (Hélio2) et le troisième héliostat (Hélio3), respectivement. Les caractéristiques physiques de ces trois héliostats sont résumées dans le tableau 4.4.

Tableau 4.4. Caractéristiques physiques des trois types d'héliostat.

Types d'héliostat	Surface des miroirs A [m ²]	Hauteur du pylône H [mm]	Bras de levier L [m]	Ecart entre miroirs Δb [m]
Hélio ₁	1	1	0.29	0
Hélio ₂	1	1	0	0.053
Hélio ₃	1	1	0	0.329

Les héliostats ont deux mouvements de rotation, le premier est le mouvement azimutal (β) effectué par un moteur fixé au pylône, qui permet aux miroirs de suivre le soleil horizontalement, et le second est le mouvement d'élévation (α) des miroirs pour suivre le soleil verticalement. Les tests de simulation ont été réalisés avec les angles d'orientations de l'héliostat (α, β) de valeur comme suit: ($0^\circ, 0^\circ$), ($30^\circ, 0^\circ$), ($60^\circ, 0^\circ$), ($0^\circ, 30^\circ$). L'orientation du miroir où $\alpha = 0^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ présentent l'orientation des héliostats lorsque la normale de la surface du miroir est horizontale et parallèle au flux de vent (voir la figure 4.14).

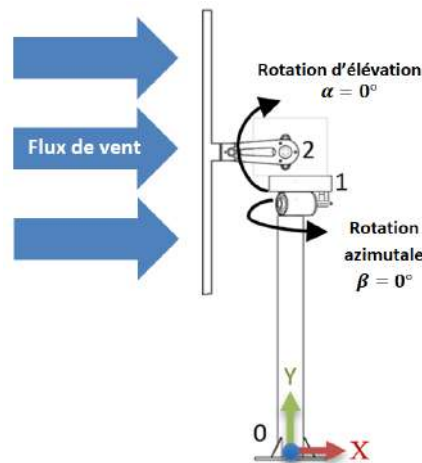


Figure 4.14. Définition des axes et du sens de rotation.

4.9.1. Conditions de la simulation

Sur la base des données météorologiques mesurées dans le site de l'URAER Ghardaïa pendant quatre ans, un jeu de données d'un jour (voir tableau 4.5) a été extrait lorsqu'une vitesse du

vent était la plus élevée, puis utilisé dans la simulation de cette partie. La figure 4.15 présente le profil de la vitesse du vent et de l'intensité de la turbulence utilisés dans la simulation. Le profil de la vitesse du vent est tracé à l'aide de l'équation (4.22). Le profil de l'intensité de turbulent est tracé à l'aide de l'équation (4.27).

$$I_u = B \cdot \frac{U^*}{U} \quad (4.26)$$

Où : B est un constant, approximativement égale à 2.5 pour un terrain ouvert. U^* est une vitesse de cisaillement.

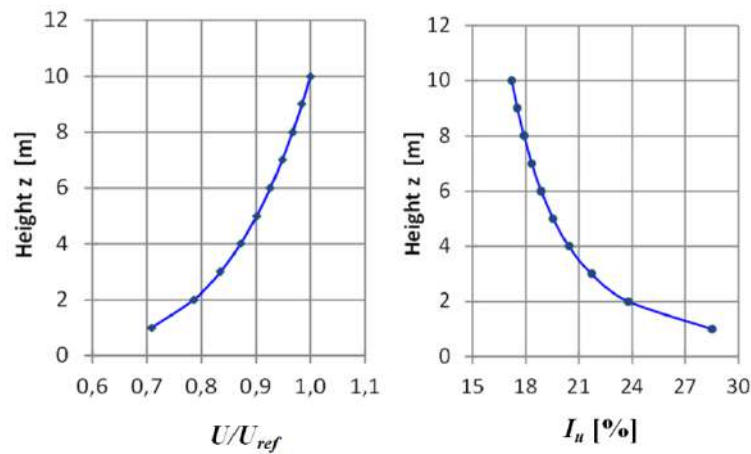


Figure 4.15. Profil de la vitesse du vent (à gauche) et de l'intensité de la turbulence (à droite).

Tableau 4.5. Données météorologiques.

Pression de l'air P [Pa]	Température ambiante T [°C]	Vitesse du vent max $U_{max} = U_{ref}$	Humidité relative RH [%]	Hauteur de mesure Z_{ref} [m]
108564	41.37	21.12	7.79	10

4.9.2. Résultats de la simulation

La force totale, le moment au niveau de la base du pylône, le moment au niveau de l'axe d'azimut et le moment au niveau de l'axe d'élévation sur les trois d'héliostats obtenus par la simulation sont présentés dans la figure 4.16.

En analysant les histogrammes des charges du vent exercé sur les trois héliostats, on trouve que la force totale et le moment au niveau de la base du pylône sont plus élevés sur l'héliostat Hélio3 par rapport aux héliostats Hélio1 et Hélio2 quel que soit l'orientation des héliostats. Cela est dû de la surface supplémentaire de la boîte de réduction de vitesse (la boîte des pignons). Cependant le moment au niveau de l'axe d'azimut est plus faible sur l'héliostat Hélio3 avec une valeur $-8.2 N$ contre $-11 N$ et $-10.5 N$ respectivement pour les héliostats

Hélio1 et Hélio2. Ceci est dû de la distribution de la pression du vent sur les facettes du miroir comme montré dans la figure 4.17. Concernant le moment au niveau de l'axe d'élévation, la valeur de cette charge du vent la plus grande est montrée par l'héliostat Hélio2 dans l'orientation ($\alpha = 60^\circ, \beta = 0^\circ$) avec une valeur de $10.92 N$ contre 8.7 et 10.23 pour Hélio1 et Hélio3, respectivement.

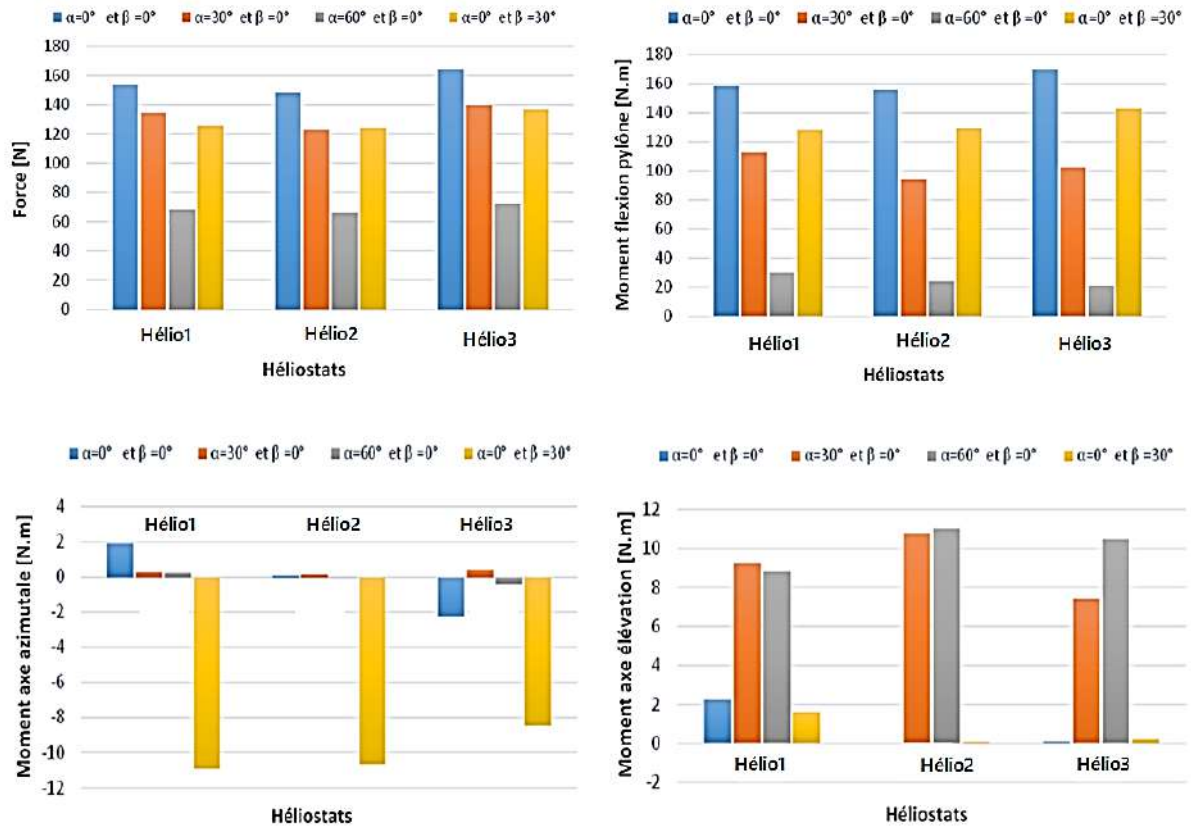


Figure 4.16. Force et les moments du vent sur les trois héliostats.

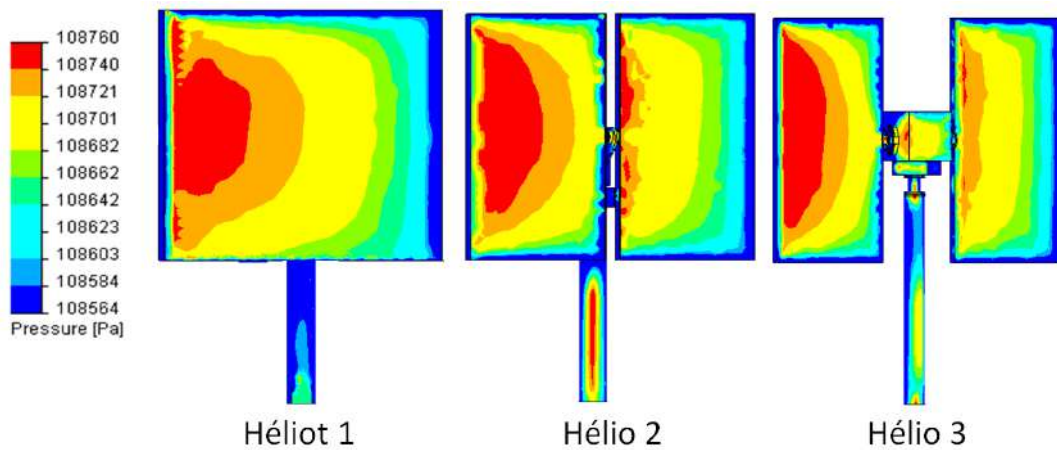


Figure 4.17. Distribution de la pression du vent sur les trois héliostats dans l'orientation ($\alpha = 0^\circ, \beta = 30^\circ$).

4.10. Conclusion

Dans ce chapitre, Dans un premier temps, nous avons effectué une série de tests numériques sur les héliostats de forme géométrique carrée, octogone et cercle pour recueillir des informations sur l'impact de forme géométrique des miroir sur les charges aérodynamiques. Après cela, nous avons réalisé une simulation du vent sur trois modèles d'héliostats de différents designs à l'échelle réel pour étudier l'impact de design sur les charges de vent. La simulation a été effectuée pour différentes combinaisons d'angles d'élévation et d'Azimut et dans des conditions d'écoulement turbulent.

La comparaison entre les formes géométries du miroir est effectué sur la base de calcul la différence relative entre les coefficients aérodynamiques sur les formes octogone et circule et ceux sur la forme carrée. Les résultats montre que la différence relative des coefficients d'aérodynamiques par rapport à la géométrie carrée est généralement inférieure à 10%, sauf pour le coefficient relative du moment à l'axe d'élévation dépasse 10% à tous les configurations de α et β .

Les résultats de l'effet de design sur les charges du vent montrent que l'écart entre les facettes des miroirs influe sur les charges du vent, où la force totale et le moment de flexion du pylône augmentent avec l'augmentation de l'écart entre les facettes de miroir. Par contre, le moment au niveau du moteur d'azimut diminue avec l'augmentation de l'écart entre les facettes.

Nous concluons que la forme géométrique des miroirs affect légèrement sur les charges du vent et les formes similaire au cercle sont les plus adéquates aux charges du vent. Ainsi que les designs des héliostats qui possèdent plus petit écart entre les facettes des miroirs sont les plus adéquates pour le pylône et la fondation. Et les héliostats qui ont plus gronde écart entre les facettes des miroirs sont les plus admissible pour le dimensionnement du moteur de l'axe azimutal.

CHAPITRE 5. IMPACT DE LA FORME DES MIROIRS SUR LE COUT ET LES PERFORMANCES MECANIKUES DES HELIOSTATS

NOMENCLATURE

Symboles	Définitions	Unités
H	Hauteur du pylône	[m]
A	Surface du miroir	[m ²]
U	Vitesse du vent	[m/s]
U_{ref}	Vitesse de référence correspondante	[m/s]
z_{ref}	Hauteur de référence	[m]
n	Exposant de la loi de puissance	[-]
I_u	Intensité de la turbulence	[%]
dh	Ecart résultant entre la partie inférieure du panneau et le sol	[m]
N_i	Nombre des cellules	[-]
r_i	Rapport de raffinement	[-]
C_{Fi}	Coefficient de la force aérodynamique suivant les directions X,Y, Z	[-]
C_{Mi}	Coefficient du moment aérodynamique autour les directions X,Y, Z	[-]
CMH_y	Coefficient du moment aérodynamique autour la direction Y à la base du pylône	[-]
F_{xmax}	Valeur maximale de la force de pointe du vent	[N]
F_{xrms}	Valeur moyennes quadratiques de la force de pointe du vent	[N]
α	Angle d'élévation	[°]
β	Angle d'Azimut	[°]
ρ	Densité de l'air	[kg/m ³]
σ_{comp}	Contrainte de compression	[MPa]
m_{sup}	Masse de support miroir	[kg]
m_{tube}	Masse de tube de torsion	[kg]
F_{z-mg}	Charge dû à la gravité	[N]
g	Gravité	[m/s ²]
$A_{pylône}$	Surface de la section de pylône	[m ²]
$\sigma_{pylône}$	Contrainte du pylône en flexion	[MPa]
$\tau_{pylône}$	Contrainte du pylône en torsion	[MPa]
D	Diamètre extérieur du tube	[mm]

d	Diamètre intérieur du tube	[mm]
$\theta_{Torsion_tube}$	Déflexion angulaire de tube de torsion en torsion	[Rad]
θ_{ad_tube}	Déflexion angulaire admissible de tube de torsion	[Rad]
σ_{Tube}	Contrainte du tube de torsion en flexion	[MPa]
τ	Contrainte du tube de torsion en torsion	[MPa]
$\theta_{flexion_tube}$	Déflexion angulaire de tube de torsion en flexion	[Rad]
R_e	Limite d'élasticité ($R_{e_acier} = 355\text{MPa}$)	[MPa]
x_{soleil}, y_{soleil} et z_{soleil}	Coordonnées du soleil.	[-]
x_{centre}, y_{centre} et z_{centre}	Coordonnées du centre de miroir.	[-]
x_{image}, y_{image} et z_{image}	Coordonnées de l'image du centre de miroir sur le récepteur.	[-]
Ang_{cible}	Angle d'inclinaison du récepteur (cible).	[Rad]
H_{tour}	Hauteur de la tour.	[m]
df	Déflexion de l'image	[mm]
$x_{image}^{avant}, y_{image}^{avant}$ et z_{image}^{avant}	Coordonnées de l'image avant la déformation.	[-]
$x_{image}^{après}, y_{image}^{après}$ et $z_{image}^{après}$	Coordonnées de l'image après la déformation.	[-]

5.1. Introduction

Les héliostats sont les principaux éléments de coût pour les centrales solaire à tour, car le champ d'héliostats contribue généralement entre 38-50% du coût total d'installation de la centrale solaire à tour [32 et 81]. Par conséquent, il est important d'optimiser leurs coûts tout en conservant leur résistance aux conditions météorologiques et leur précision optique lors de son fonctionnement (lors de la réflexion des rayons solaire).

En raison d'améliorer les performances mécanique et optique de la mini central solaire à tour 1TSC-DZ (voir la figure 1.14) de l'unité de recherche appliquée en énergies renouvelables (URAER) Ghardaïa, une étude comparative a été effectuée entre l'héliostat qui est déjà installé dans le champ solaire de 1TSC-DZ et trois nouvelles héliostats conçus à l'échelle réel sur *SolidWorks*.

Le processus de cette étude commence par la détermination des charges de vent, puis les erreurs et les déflexions des rayons solaire sur le récepteur effectués par les héliostats. enfin le dimensionnement des différents composants des héliostats en termes d'exigences de résistance aux conditions météorologiques, de précision optique et de coût.

5.2. Paramètres dimensionnels des héliostats

Quatre héliostats sont étudiés dans ce chapitre. La première est l'héliostat de mini central solaire à tour 1TSC-DZ. Cet héliostat est de forme carrée et de surface $A = 1.44 \text{ m}^2$ (voir la figure 5.1). Les trois restes héliostats sont en forme carrée, octogonale et circulaire (voir la figure 5.2). Chacun de ces trois héliostats a une surface de 2.25 m^2 .

La distance entre le sol et l'axe d'élévation H est égal à 1.257 m , 1.250 m , 1.324 m et 1.346 m respectivement pour les héliostats 1TSC-DZ, carrée, octogone et cercle. La valeur de la déviation maximale des quatre héliostats dus à la charge du vent ne doit pas dépasser 3.0 mRad [33]. Les autres paramètres exigés pour ces trois héliostats sont présentés dans le tableau 5.1.

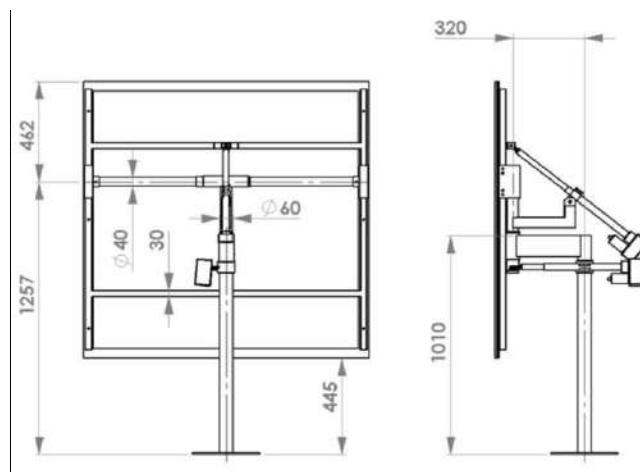
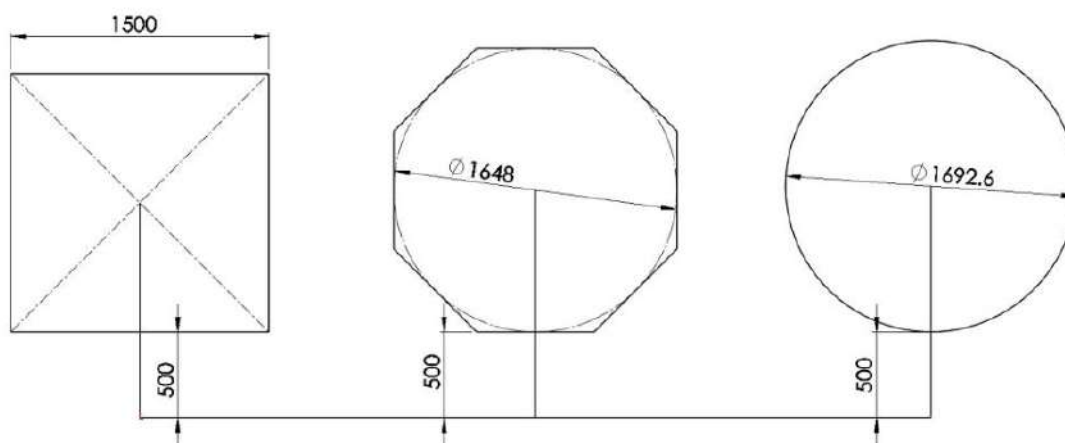

Figure 5.1. Design de l'héliostat de 1TSC-DZ.

Figure 5.2. Croqué des héliostats carré, octogone et cercle.

Tableau 5.1. Paramètres exigés pour les quatre héliostats.

	1TSC-DZ	Nouvelle conception		
		Carrée	Octogone	Cercle
Forme de miroir	Carrée	Carrée	Octogone	Cercle
Surface de miroir	1.44 m ²	2.25 m ²		
Distance entre l'axe d'élévation et le sol	1.257 m	1.250 m	1.324 m	1.346 m
Type d'entraînement	Vérins: Azimut et Elévation			
Degré de liberté	2			
Intervalle d'élévation		90°		
Intervalle d'azimut	Est ~38.5° Ouest ~74.5°	Est ~ ° Ouest ~ °		
Matériau structurel principal		Acier		
Déviations maximale de la surface réfléchissante due à la charge du vent	≤ 3.0 mRad à des rafales de vent 22 m/s			
Écart entre les facettes du miroir	0	≤ 2 mm		

5.3. Charges de vent sur les héliostats

Les résultats des études que nous avons effectuées dans les chapitres 3 et 4, montrent que les charges importantes sur les héliostats sont la force F_x parallèle au flux de vent, le moment M_y à la base du pylône, le moment M_z autour de l'axe d'azimut et le moment M_{H_z} autour de l'axe d'élévation. Les charges F_x et M_y sont utilisés pour dimensionner la structure des héliostats. Les valeurs maximales de F_x et M_y sont obtenus à la configuration de miroir $\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$. Le moment M_z est utilisé pour dimensionner le moteur azimutal et le pylône sous la sollicitation de torsion, il prend une valeur maximale à la configuration de miroir $\beta = 75^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$. Le moment M_y est utilisé pour dimensionner le moteur d'élévation, il prend une valeur maximale à $\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 15^\circ$.

Tableau 5.2. Coefficients des charges moyennes et de pointes du vent.

Orientations du miroir	Charges du vent	1TSC-DZ	Nouvelle conception		
			Carrée	Octogone	Cercle
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	CF_x	1.690	1.690	1.662	1.682
	Facteur	2.2			
	CF_{xpeak}	3.718	3.718	3.656	3.700
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	CM_y	-1.652	-1.652	-1.620	-1.638
	Facteur	2.5			
	CM_{ypeak}	-4.130	-4.130	-4.050	-4.095
$\beta = 75^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	CM_z	-0.1858	-0.1858	-0.2237	-0.2236
	Facteur	2.8			
	CM_{zpeak}	-0.5202	-0.5202	-0.6264	-0.6261
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 15^\circ$	CM_{Hy}	0.1312	0.1312	0.1438	0.1389
	Facteur	3			
	CM_{Hypeak}	0.3936	0.3936	0.4314	0.4167

Les charge de vent obtenu dans chapitre 4 sont des charges de vent maximales moyennes (*the maximum mean wind loads*). Le dimensionnement de différents composants de l'héliostat basé sur la connaissance des charges de vent maximales de pointe (*the maximum peak wind loads*). Pour définir ces dernières charges nous avons multiplié chaque charge de vent maximale moyenne par un facteur. Ce facteur est défini par un rapport entre le coefficient de la charge de vent maximal de pointe du tableau 2.2 (dans le chapitre 2) et le coefficient de la charge de vent maximal moyen du tableau 2.1 (dans le chapitre 2). Après, les calculs, ce facteur de multiplication est varié entre 2 et 3 selon la composante de la charge de vent. Les coefficients des charges de vents maximaux moyens, les coefficients des charges de vent maximaux de pointe et les facteurs de multiplication sont présentés dans le tableau 5.2.

Les composants de la charge de vent F_x , M_y , M_z et M_{H_y} sont calculés par les équations (2.4), (2.8), (2.9) et (2.10). Ces équations sont en fonction de la surface de l'héliostat, de la pression

dynamique de vent et des coefficients de la charge de vent. La pression dynamique de vent est calculée par l'équation (2.11) qui est en fonction de la vitesse de vent en rafale V_{gust} (*gust wind speed*) et de la masse volumique de l'air. Ces paramètres ont été extraits de la base de données d'une année de mesure météorologique dans le site de l'unité de recherche appliquée en énergies renouvelables (URAER) Ghardaïa. Alors pour une année de mesures, la valeur maximale et moyenne quadratique (*root mean square 'rms'*) de la charge de pointe de vent F_x ont été calculées par les équations (5.1) et (5.2), respectivement. Ainsi que la valeur maximale et moyenne quadratique des charges de pointe de vent M_y, M_z et MH_y sont calculées de la même manière que F_{xmax} et F_{xrms} . Les valeurs de ces charges sont établies dans le tableau 5.3.

$$F_{xmax} = \text{Max}(F_{x1}, F_{x1}, \dots, F_{x52560}) \quad (5.1)$$

$$F_{xrms} = \sqrt{\frac{1}{52560} (F_{x1}^2 + F_{x2}^2 + \dots + F_{x52560}^2)} \quad (5.2)$$

Tableau 5.3. Valeurs maximales et moyennes quadratiques des charges de vent de pointes.

Orientations du miroir	Charges du vent	1TSC-DZ	Nouvelle conception		
			Carrée	Octogone	Cercle
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	F_{xmax}	1502,46	2347,60	2308,45	2336,23
	F_{xrms}	197,00	321,03	314,811	318,31
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	M_{ymax}	-2097,87	-3418,74	-3352,52	-3389,77
	M_{yrms}	197,00	321,03	314,81	318,31
$\beta = 75^\circ$ et $\alpha = 90^\circ$	M_{zmax}	-264,24	-430,61	-518,52	-518,27
	M_{zrms}	24,81	40,44	48,70	48,67
$\beta = 0^\circ$ et $\alpha = 15^\circ$	MH_{ymax}	190,87	372,79	448,91	445,33
	MH_{yrms}	17,92	35,00	42,15	41,82

5.4. Déflexion admissible des héliostats

La déformation de la structure de l'héliostat sous l'effet de la gravité et du vent influe sur la qualité de l'image des rayons solaires réfléchis par l'héliostat sur le récepteur. Pour cette raison, il est important de déterminer la déformation admissible de la structure de l'héliostat. La valeur de ce paramètre est limitée par la valeur de la déflexion de l'image de l'héliostat sur le récepteur (voir la figure 5.2). Pour cette raison, Un modèle mathématique a été développé sous Macro de *SolidWorks* pour tracer la déflexion de l'image sur la surface de récepteur durant une année selon la déformation d'une structure donné.

Le processus de ce programme commence par le calcul de la position du soleil dans le ciel, ensuite la normale de la surface d'héliostat et ses angles d'orientation. La déflexion de l'image est due de la déformation angulaire de l'héliostat $d\alpha_f, d\beta_f$ et $d\theta_f$ autour les axes x, y et z, respectivement. Donc, le modèle mathématique utilise aussi le calcul matriciel pour définir la déflexion de l'image sur le récepteur df .

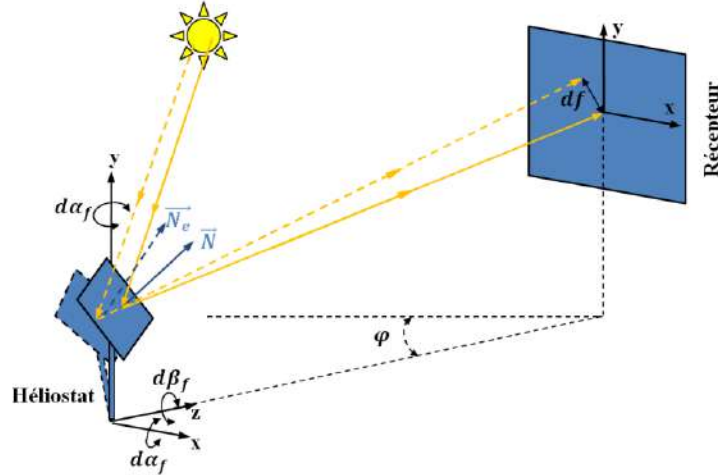


Figure 5.3. Effet de la déformation de l'héliostat sur la qualité d'image.

5.4.1. Position du soleil :

Au cours de la journée, le soleil décrit une trajectoire circulaire dans le ciel. La définition de cette trajectoire est indispensable pour calculer le vecteur normal du miroir \vec{N} et ses angles d'orientation : élévation et azimuth. Cette trajectoire est définie par le vecteur du soleil \vec{S} , son point de départ est le soleil et son point d'arrivée est le centre de miroir de l'héliostat comme montré dans la figure 5.3. Ce vecteur peut être défini par : l'angle azimuthal (A_z) et l'angle Zénithale (h_z). Ces deux angles peuvent calculer par les équations (5.3) et (5.4) [33].

$$\sin h_z = \sin \varphi \cdot \sin \delta + \cos \varphi \cdot \cos \delta \cdot \cos \omega \quad (5.3)$$

$$\sin A_z = \frac{\sin \delta \cdot \cos \omega}{\cos h_z} \quad (5.4)$$

Où

δ : Angle déclinaison (Radians), calculé par la formule (5.5).

φ : Latitude du lieu, pour la zone de Ghardaïa $\varphi = 32.49^\circ$.

$$\delta = \frac{23.45\pi}{180} \sin\left(2\pi \frac{284 + n_j}{365}\right) \quad (5.5)$$

n_j : Numéro de jour (de 1 à 365).

ω : Angle horaire (Radians), heure de lever $\omega = \omega_{sunrise}$ ou de coucher $\omega = -\omega_{sunset}$ du soleil, ces heures peuvent définis par l'équation (5.6).

$$\omega_{sunrise} = -\omega_{sunset} = \cos^{-1}(\tan \varphi \tan \delta) - \pi \quad (5.6)$$

Le vecteur soleil est déterminé comme suit :

$$\overrightarrow{Sun} = \begin{pmatrix} Sun_x \\ Sun_y \\ Sun_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\cos h_z \cdot \sin A_z \\ -\cos h_z \cdot \cos A_z \\ \sin h_z \end{pmatrix} \quad (5.7)$$

Les indices x, y et z réfèrent aux directions Est, Nord et Zénith, respectivement.

5.4.2. Vecteur normal de l'héliostat

Le vecteur normal de l'héliostat exprime l'orientation de la surface réfléchive (miroir) de l'héliostat. La normale divise l'angle entre le vecteur soleil et le vecteur vers la surface du récepteur en deux angles égaux. Les composants du vecteur normal de l'héliostat peuvent être exprimés par la formule suivante :

$$\vec{N} = \begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\cos \alpha \cdot \sin \gamma \\ -\cos \alpha \cdot \cos \gamma \\ \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (5.8)$$

Les indices x, y et z se réfèrent respectivement aux directions Est, Nord et Zénith.

α : Angle de rotation zénithal (élévation) de l'héliostat.

γ : Angle de rotation azimutal de l'héliostat.

Les angles de l'orientation de la surface α et γ peuvent calculer par les équations (5.9) et (5.10) [32, 33 et 82].

$$\tan \gamma = \frac{\cos \delta \cdot \sin A_z + \sin \varphi \cdot \cos \beta}{\cos A_z \cdot \cos h_z + \cos \varphi \cdot \cos \beta} \quad (5.9)$$

$$\tan \alpha = \frac{\sin(A_z - \varphi) \cdot \tan h_z + \sin(A_z - \gamma) \cdot \tan \beta}{\sin(A_z - \varphi)} \quad (5.10)$$

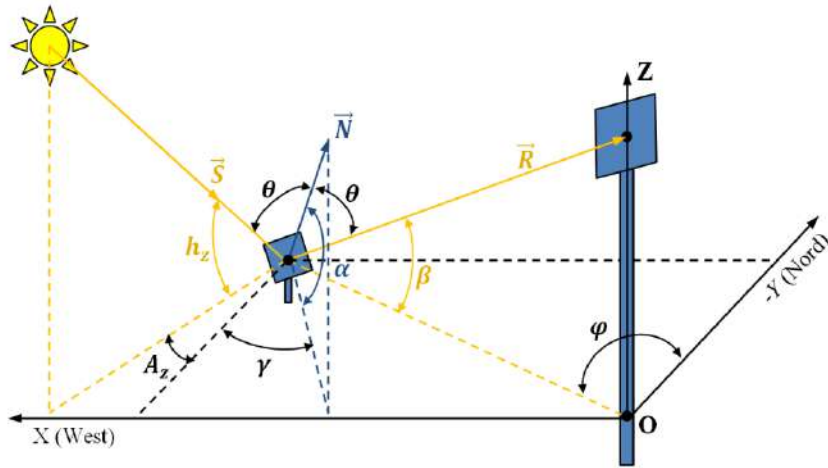


Figure 5.4. Angles solaires tour-héliostat.

5.4.3. Matrice de passage

La matrice de passage est pour déterminer le déplacement du point central de la surface, le vecteur normal et le vecteur vers la tour. Les vecteurs soleils sont toujours parallèles entre eux. Les matrices de rotation autour les axes x, y, et z selon le repère défini dans la figure 5.3, sont présentés comme suit :

Matrice de rotation autour l'axe x

$$R_x \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) \\ 0 & \sin(\alpha) & \cos(\alpha) \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

Matrice de rotation autour l'axe y

$$R_y \begin{bmatrix} \cos(\beta) & 0 & \sin(\beta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\beta) & 0 & \cos(\beta) \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

Matrice de rotation autour l'axe z

$$R_z \begin{bmatrix} \cos(\gamma) & -\sin(\gamma) & 0 \\ \sin(\gamma) & \cos(\gamma) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.13)$$

La matrice de rotation pour les trois directions est la multiplication des trois matrices précédentes et présenté par la formule (5.14)

$$R_{xyz} = R_x \cdot R_y \cdot R_z \quad (5.14)$$

La figure 5.4.a. montre la chaîne cinématique de l'héliostat 1TSC-DZ et La figure 5.4.b. montre la chaîne cinématique de trois autres héliostats. D'après les deux chaînes cinématiques, la matrice de rotation de repère du point M qui situé au centre du miroir par rapport la base de la tour (repère de référence) est calculé par l'équation suivante :

$$R_{T/M} = R_{T/0} \cdot R_{0/1} \cdot R_{1/2} \cdot R_{2/M} \quad (5.15)$$

La position du point M par rapport la base de la tour est calculée par l'équation suivante :

$$P_{T/M} = R_{T/M} \cdot P_{3/M} \quad (5.16)$$

La matrice de passage du point M est comme suit :

$$A_{T/M} = \begin{bmatrix} R_{T/M} & P_{T/M} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.17)$$

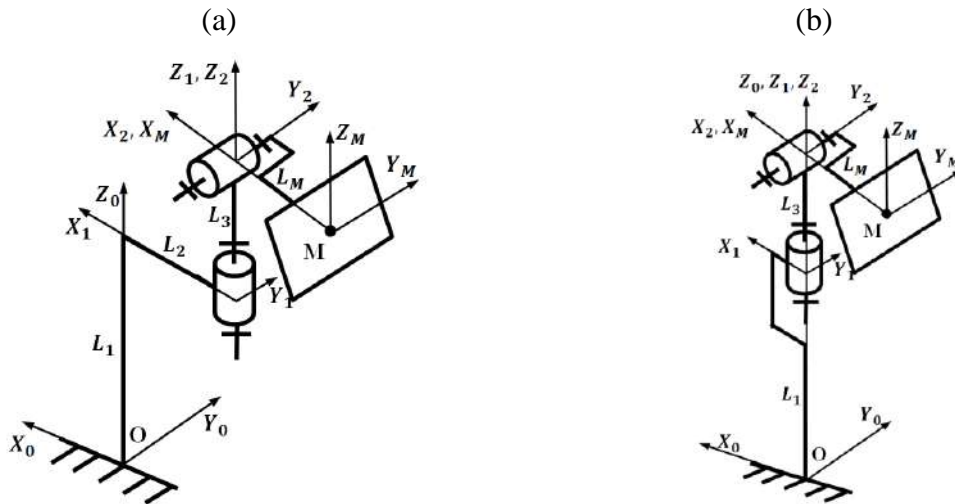


Figure 5.5. Chaines cinématique des héliostats : a) 1TSC-DZ, b) Nouvelle conception.

5.4.4. Déflexion de l'image sur la tour

La déviation de l'image du point de centre de miroir sur le récepteur est définie par le nouveau vecteur héliostat-tour (après la déformation de l'héliostat). Cependant ce nouveau vecteur est le vecteur symétrique au vecteur soleil par rapport au nouveau vecteur normal du miroir (après la déformation de l'héliostat). En outre, l'expression mathématique de cette définition est présentée par les équations de (5.18) à (5.24). Par conséquent, ces équations ont été utilisé pour calculer les coordonnées de la déviation de l'image ($x_{image}, y_{image}, z_{image}$) par rapport à la base de la tour.

$$\hat{A}_z = \text{Atg} \left(\frac{x_{\text{soleil}} - x_{\text{centre}}}{z_{\text{soleil}} - z_{\text{centre}}} \right) \quad (5.18)$$

$$\hat{h}_z = \text{Atg} \left(\frac{y_{\text{soleil}} - y_{\text{centre}}}{\sqrt{(x_{\text{soleil}} - x_{\text{centre}})^2 + (z_{\text{soleil}} - z_{\text{centre}})^2}} \right) \quad (5.19)$$

$$b = x_{\text{centre}} - \text{tg}(\hat{A}_z) * z_{\text{centre}} \quad (5.20)$$

$$c = y_{\text{centre}} + \text{tg}(\hat{h}_z) * \frac{z_{\text{centre}}}{\cos(\hat{A}_z)} \quad (5.21)$$

$$z_{\text{image}} = \frac{(c - H_{\text{tour}}) * \text{tg}(\text{Ang}_{\text{cible}}) * \cos(\hat{A}_z)}{\cos(\hat{A}_z) + \text{tg}(\text{Ang}_{\text{cible}}) * \text{tg}(\hat{h}_z)} \quad (5.22)$$

$$x_{\text{image}} = \cos(\hat{A}_z) * z_{\text{image}} + b \quad (5.23)$$

$$y_{\text{image}} = -\text{tg}(\hat{h}_z) * \frac{z_{\text{image}}}{\cos(\hat{A}_z)} + c \quad (5.24)$$

Où : x_{soleil} , y_{soleil} et z_{soleil} : Coordonnées du soleil.

x_{centre} , y_{centre} et z_{centre} : Coordonnées du centre de miroir.

x_{image} , y_{image} et z_{image} : Coordonnées de l'image du centre de miroir sur le récepteur.

$\text{Ang}_{\text{cible}}$: Angle d'inclinaison du récepteur (cible).

H_{tour} : Hauteur de la tour.

Enfin, la déflexion de l'image df est défini comme suit :

$$df = \sqrt{(x_{\text{image}}^{\text{après}} - x_{\text{image}}^{\text{avant}})^2 + (y_{\text{image}}^{\text{après}} - y_{\text{image}}^{\text{avant}})^2 + (z_{\text{image}}^{\text{après}} - z_{\text{image}}^{\text{avant}})^2} \quad (5.25)$$

$x_{\text{image}}^{\text{avant}}$, $y_{\text{image}}^{\text{avant}}$ et $z_{\text{image}}^{\text{avant}}$: les coordonnées de l'image avant la déformation.

$x_{\text{image}}^{\text{après}}$, $y_{\text{image}}^{\text{après}}$ et $z_{\text{image}}^{\text{après}}$: les coordonnées de l'image après la déformation.

5.4.5. Résultats de la simulation

La figure 5.6 montre la distribution des héliostats 1TSC-DZ dans le champ solaire de la mini central solaire à tour de l'Unité de Recherche Appliquée en Energies Renouvelables Ghardaïa (URAER). Les héliostats sont positionné dans le champ d'une façon que l'effet du blocage et

l'ombrage des rayons solaire par des héliostats entre eux est nul. Comme les positions des héliostats dans le champ solaire sont symétriques par rapport à l'axe Nord-Sud, le comportement optique de deux héliostats en symétrie est le même. Et comme les valeurs maximales et minimales des résultats optiques des héliostats sont limitées par les héliostats du premier et dernier rangé. Par conséquent, nous avons exécuté notre simulation de la déflexion sur les héliostats nommés dans la figure 5.6 comme suit : Hélio 1, Hélio 2, Hélio 11 et Hélio 14. Les distances entre les surfaces des héliostats et le récepteur d_1 , d_2 , d_{11} et d_{14} , la hauteur de la tour H_T , la surface du récepteur A_T , l'inclinaison de la cible α_c , la hauteur des héliostats et leur surface sont présentés dans le tableau 5.4.

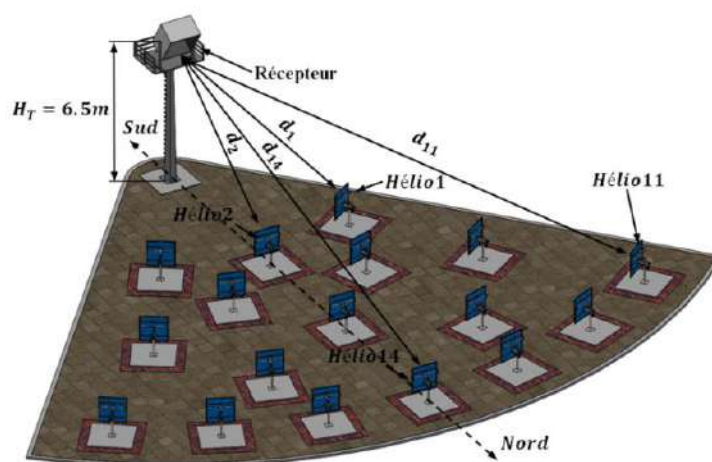


Figure 5.6. Distribution des héliostats dans le champ solaire de la mini central solaire à tour de l'URAER.

Tableau 5.4. Valeurs des principaux paramètres utilisés dans la simulation de la déflexion.

Paramètres	Tour	1TSC-DZ	Nouvelle conception		
			Carrée	Octogone	Cercle
d_1 [m]	-	10.210	10.267	10.225	10.213
d_2 [m]	-	10.154	10.210	10.168	10.156
d_{11} [m]	-	22.897	22.922	22.904	22.298
d_{14} [m]	-	22.822	22.847	22.829	22.823
H_T [m]	6.4	-	-	-	-
A_T [m ²]	1.5x1.5	-	-	-	-
α_c [°]	32	-	-	-	-
L_1 [m]	-	1	1.000	1.074	1.096
L_2 [m]	-	0.320	0		
L_3 [m]	-	0.350	0.250		
L_M [m]	-	0.060	0.164		

5.4.5.1. Héliostat 1TSC-DZ

La déformation admissible de la structure des héliostats sous l'effet des charges de vent est un paramètre mécanique généralement défini par les charges du vent moyennes quadratiques. Donc, pour l'héliostat 1TSC-DZ, deux forces moyennes quadratiques ont été appliquées dans notre simulation qui sont $F_x = 197N$ et $F_x = -197N$. Pour simuler le déflexion de l'image de l'héliostat sur le récepteur on a besoin de définir le déplacement du point du centre du miroir. Ce paramètre est défini par une simulation sur *SolidWorks* qui basé sur le calcul des éléments finis. La figure 5.7 est les résultats de la simulation, elle présente le déplacement de chaque point dans la structure de l'héliostat 1TSC-DZ. Cette figure montre que le déplacement du point M (le centre du miroir) égal à 1.009 mm et 9.672 mm pour les forces moyennes quadratiques $F_x = 197N$ et $F_x = -197N$, respectivement. Ces valeurs correspondent les déplacements angulaires de l'héliostat égaux à $d\alpha_f = 0.8 \text{ mRad}$ et $d\alpha_f = 7.7 \text{ mRad}$.

Comme les héliostats 1TSC-DZ doivent être résistants aux charges de vent maximales, utilisant *SolidWorks*, La simulation a été également effectuée sur une forces maximales ($F_{xmax} = 1502,46 N$) pour étudier la résistance de l'héliostat 1TSC-DZ aux charges du vent. La distribution de la contrainte et du facteur de sécurité sur la structure de l'héliostat sont obtenus et présentés dans la figure 5.8 et la figure 5.9, respectivement. On observe que la contrainte maximale est concentrée à la base du pylône avec une valeur de 486.5 MPa. Cette contrainte correspond un facteur de sécurité de 0.72. On conclut donc que cet héliostat est sensible aux charges du vent maximales.

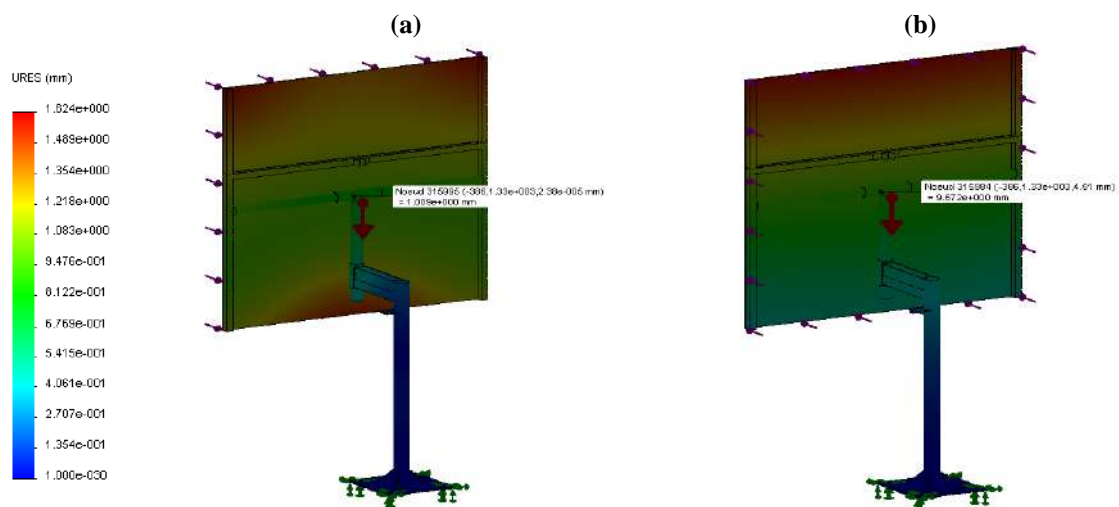


Figure 5.7. Déformation de la structure de l'héliostat 1TSC-DZ, a) cas de $F_x = 197N$, b) cas de $F_x = -197N$.

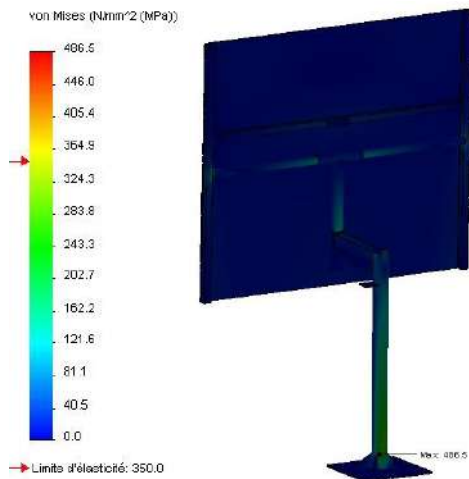


Figure 5.8. Distribution de la contrainte sur la structure de l'héliostat 1TSC-DZ.

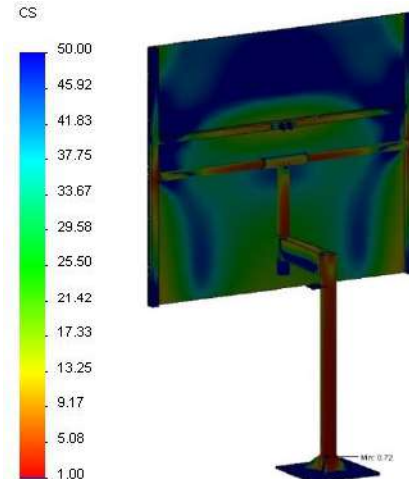


Figure 5.9. Distribution du facteur de sécurité sur la structure de l'héliostat 1TSC-DZ.

La figure 5.10 présentent la déflexion df_y en fonction df_x , ce sont les coordonnées de l'image du point de centre du miroir sur la surface de récepteur. Ces coordonnées sont obtenues pour le jour le plus court (21 Décembre) et le jour le plus long (21 Juin) de l'année. Les courbes montrent que la déflexion a une relation avec la position du l'héliostat par rapport la tour et avec la position du soleil durant la journée et durant l'année. De plus, la direction d'attaque du vent sur l'héliostat influe sur la déflexion de l'image. La déflexion maximale df égale à 321.75 mm, elle a été effectuée par Hélio 11 où la distance entre la surface de l'héliostat et la surface de récepteur est la plus grande par rapport aux autres héliostats avec une valeur 22.897 m. Cette valeur de la déflexion correspond une erreur importante df/H_T égale à 21.45%. Donc, on conclut que pour avoir un champ solaire de bonnes caractéristiques optiques appliquer l'un de ces deux propositions :

- Améliorer les caractéristiques mécaniques de de l'héliostat 1TSC-DZ de redimensionner et reconstruire sa structure.
- Remplacer totalement l'héliostat 1TSC-DZ avec un nouvel héliostat de bonnes caractéristiques mécaniques (résiste les charges de vent maximales avec une déformation et une déflexion admissible sous charges de vent moyennes).

Comme la première solution est plus couteuse par rapport à la deuxième solution, nous avons effectué une étude de l'effet de la géométrie du miroir de l'héliostat sur les caractéristiques mécaniques et le coût de l'héliostat, pour avoir un héliostat admissible au champ solaire de mini central solaire 1TSC-DZ de l'URAER Ghardaïa.

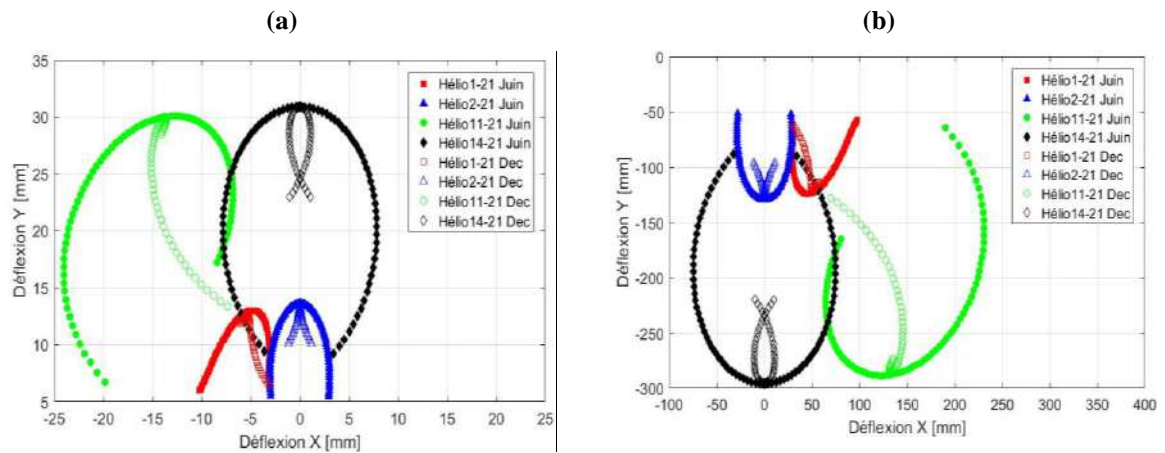


Figure 5.10. Déflexion de l'image des héliostats 1TSC-DZ durant les jours : 21 juin et 21 Décembre, a) cas de $F_x = 197N$, b) cas de $F_x = -197N$.

5.4.5.2. Autres héliostats

Pour les trois héliostats (carré, octogone et circulaire) de nouvelle conception, les coordonnées (df_x, df_y) de la déflexion de l'image des centres des héliostats : Hélio1, Hélio2, Hélio11 et Hélio14 sur la surface de récepteur durant les jours le 21 Juin et 21 Décembre sont tracé dans la figure 5.11.

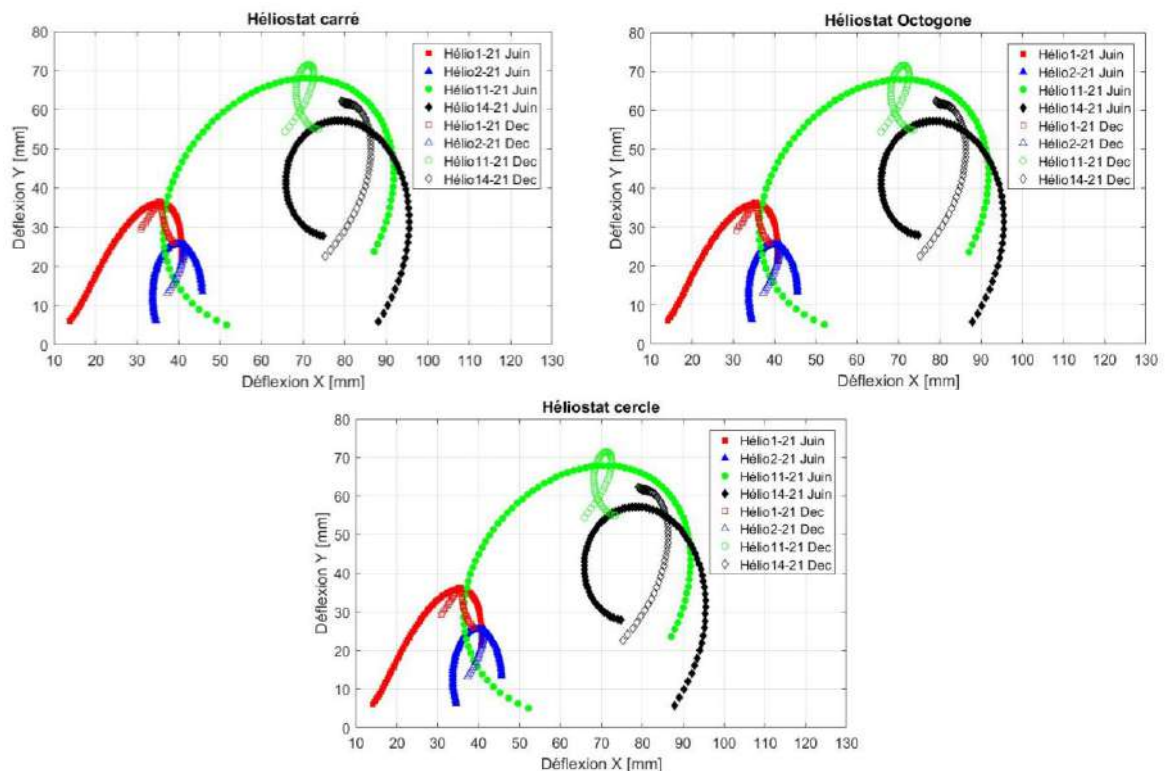


Figure 5.11. Déflexion de l'image des héliostats 1, 2, 11 et 14 durant les jours 21 juin et 21 Décembre.

Ces déflexions sont obtenues après une simulation numérique des déformations angulaires $d\alpha_f$, $d\beta_f$ et $d\theta_f$ des héliostats du champ solaire qui est présenté dans la figure 5.5.

Où $d\alpha_f = 1.4 \text{ mRad}$ est la rotation autour l'axe x, $d\beta_f = 1.4 \text{ mRad}$ est la rotation autour l'axe y et $d\theta_f = 1.4 \text{ mRad}$ est la rotation autour l'axe z. Ces trois rotations sont effectuées en même temps pour avoir une déformation résultante $d\omega_f \approx 2\text{mRad}$. On observe que la tendance de la déflexion de l'image pour les trois types héliostatiques est la même et il n'y a pas une différence remarquable entre eux.

La valeur minimale et maximale de la déflexion de l'image df a été également obtenue pour les trois formes héliostatique et pour les dix-sept héliostats du champ solaire. Ils sont présentés dans le tableau 5.5. On observe qu'il existe une légère différence entre les valeurs de trois héliostats. Où la valeur de la déflexion maximales des trois héliostats est comprise entre 130.16 mm et 130.34 mm . Aussi bien la valeur minimales comprise entre 15.20 mm et 39.59 mm . La valeur maximale de la déflexion 130.34 mm correspond une erreur $E_{df} = df/H_T$ ne dépasse pas 8.69% . Où H_T est la hauteur de récepteur. Pour les héliostats qui travaillent sous l'effet de vent, l'erreur de réfection rayons solaires inférieur à 10% est acceptable par rapport à la dimension de récepteur. Donc, la déformation angulaire résultante $d\omega_f = 2\text{mRad}$ de trois rotations $d\alpha_f, d\beta_f$ et $d\theta_f$ est choisie comme un paramètre conditionnel lors du dimensionnement des héliostats.

Tableau 5.5. Maximales et minimales déflexion de l'image du centre du miroir sur la cible.

	Jours	Héliostats		
		Carrée	Octogonal	Circulaire
Déflexion maximale [mm]	21 Juin	130.24	130.32	130.34
	21 Décembre	130.16	130.26	130.30
Déflexion Minimale [mm]	21 Juin	15.20	15.37	15.43
	21 Décembre	39.59	39.51	39.48

5.5. Dimensionnement de la structure

Trois héliostats de géométrie différente (carré, octogone et cercle) ont été dimensionnés. La structure de ces héliostats se compose principalement en trois éléments : le pylône, tube de torsion et le support miroir. Le pylône est un tube en acier fixé au sol verticalement, il porte toute la structure de l'héliostat, donc on peut le concéder comme la colonne vertébrale de l'héliostat. Le tube de torsion est un tube horizontal conçu d'une façon pour permettre à l'héliostat de suivre le soleil sur les axes azimut et élévation. Il est relié d'un côté au pylône par une liaison pivot de l'axe azimutal et d'autre côté, au support du miroir par deux liaisons pivots alignées avec l'axe d'élévation. Le support miroir est fabriqué en tube d'acier. Il porte les facettes du miroir par des points en caoutchouc réglable.

Deux étapes ont été suivies pour dimensionner la structure de trois héliostats. Dans la première étape, nous avons fait un dimensionnement préliminaire de pylône et de tube de torsion en utilisant les équations mathématique de la résistance des matériaux (RDM). Dans la deuxième étape, nous avons utilisé le module *Simulation* de *SolidWorks* qui basé sur le calcul des éléments finis. L'objectif de cette étape est pour avoir le dimensionnement précis et final de toute la structure.

5.5.1. Etape de calcul par les formules mathématique de l'RDM :

Elle s'agit de pré-dimensionner le pylône et le tube de torsion à l'aide des formules de l'RDM. Le tube de torsion est sollicité en torsion sous l'effet de poids du miroir et de support miroir (la gravité), et en flexion sous l'effet de la charge du vent. Le pylône est sollicité en compression sous l'effet de la charge de la gravité et en torsion et flexion sous l'effet du vent.

5.5.1.1. Tube de torsion

Le cas où le tube de torsion est sollicité en flexion par les charges du vent. Dans ce cas, la condition de la résistance élastique présentée par la formule (5.26).

$$\frac{R_e}{\sigma_{Tube}} \geq s \quad (5.26)$$

Où : s est le coefficient de sécurité ($s > 1$). $R_e = 355MPa$ est la limite d'élasticité. σ_{max} est la contrainte maximal [MPa], elle a été calculé par la formule (5.27).

$$\sigma_{Tube} = \frac{M_f \cdot D}{2 \cdot I} \quad (5.27)$$

Où : D est le diamètre extérieur de tube [mm]. M_{fmax} est le moment fléchissant maximal [$N \cdot m$], calculé par l'équation (5.28). I est le moment quadratique [m^4].

$$M_f = \frac{1}{2} \cdot F_{xpeak} \cdot h \quad (5.28)$$

$$I_z = \frac{\pi}{64} \cdot (D^4 - d^4) \quad (5.29)$$

Où : d est le diamètre intérieur de tube. h est la hauteur du miroir.

Le déplacement maximal de tube selon la théorie des poutres d'Euler – Bernoulli peut être calculé par les équations (5.30)

$$f_{tube} = \frac{F_{xpeak} \cdot L^3}{3 \cdot E \cdot I_z} \quad (5.30)$$

Où : $E = 2.1 \times 10^5 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$ est le module de Young de l'acier. L est la distance entre le bord de tube et le point central.

La relation entre le déplacement maximal de tube et l'angle de déflexion θ_{ad_tube} est présenté comme suit :

$$\frac{f_{tube}}{L} \leq \tan(\theta_{ad_tube}) \quad (5.31)$$

Lorsque l'angle de déflexion θ_{ad_tube} est très petit, l'équation (5.31) devient :

$$\theta_{flexion_tube} = \frac{f_{tube}}{L} \leq \theta_{ad_tube} \quad (5.32)$$

Le cas où le tube de torsion est sollicité en torsion par les charges de gravité. Dans ce cas, la condition de la résistance élastique présentée par la formule (5.33).

$$\frac{R_e}{\tau_{Tube}} \geq s \quad (5.33)$$

Où : τ_{Tube} est la contrainte maximal de torsion [MPa], elle a été calculé par la formule (5.34).

$$\tau_{Tube} = \frac{M_t \cdot D}{2 \cdot I_G} \quad (5.34)$$

Où : M_t est le moment de torsion [N.m], calculé par l'équation (5.35). I_G est le moment polaire de tube [m^4], calculé par l'équation (5.36).

$$M_t = m_{sup} \cdot g \cdot L_x \quad (5.35)$$

$$I_G = \frac{\pi}{32} \cdot (D^4 - d^4) \quad (5.36)$$

Où : d est le diamètre intérieur de tube. L_x est la distance horizontale entre le centre de gravité (miroir et support miroir) et l'axe de tube de torsion. m_{sup} est la masse totale de miroir plus support miroir. $g = 9.81 m/s^2$ est la gravité.

La distance L_x et les masse du miroir et support miroir des quatre héliostats sont présenté dans le tableau 5.6.

Tableau 5.6. Distance L_x et les masses de différentes parties du support miroir.

Paramètres	Nouvelle conception		
	Carrée	Octogone	Cercle
Distance L_x [mm]	64.48	59.78	64.80
Masse du miroir [kg]	16.589	16.464	16.467
Masse du cadre [kg]	24.686	25.373	25.610
Masse de la structure m_{sup} [kg]	41.539	42.100	42.341

Le déplacement maximal du tube sous l'effet de torsion peut être par suivante :

$$\theta_{Torsion_tube} = \frac{M_t \cdot L}{G \cdot I_G} \leq \theta_{ad_tube} \quad (5.37)$$

Où : $G = 7.9 \times 10^4 N/mm^2$ est le module d'élasticité transversal de l'acier.

Contraintes σ_{Tube} combinées entre les deux sollicitations (flexion et torsion) est calculée par l'équation suivante :

$$\sigma_{Tube} = \sqrt{\sigma_{total}^2 + 3 \cdot \tau^2} \quad (5.38)$$

Sur cinq tubes en acier de différentes dimensions (diamètre et épaisseur) comme présenté dans les figures 5.12 et 5.13 nous avons calculé la déflexion angulaire totale et le coefficient de sécurité pour les tubes de torsion des trois héliostats. Les diamètres et les épaisseurs présentés dans les deux figures sont des dimensions des tubes ordinaires trouvés dans les catalogues des fournisseurs commerciaux. La figure 5.12 présente la déflexion angulaire totale en fonction du diamètre extérieur et d'épaisseur du tube de torsion qui est en deux sollicitations (flexion et torsion). Pour une déflexion inférieure de 2 mRad , les tubes admissibles sont tous les tubes présentés dans la figure 5.12. La figure 5.13 présente les coefficients de sécurité en fonction du diamètre extérieur et épaisseur du tube. Pour un coefficient supérieur ou égal à 2, les tubes admissibles sont :

- Tube de diamètre 60.3 mm avec d'épaisseur supérieur ou égal à 4 mm pour l'héliostat carré.
- Tube de diamètre 60.3 mm avec d'épaisseur égal à 5 mm pour l'héliostat octogone.
- Tube de diamètre 60.3 mm avec d'épaisseur supérieur ou égal à 4.5 mm pour l'héliostat cercle.
- Tube de diamètre 76.1 mm avec d'épaisseur supérieur ou égal à 2.3 mm pour les trois héliostats.
- Tubes de diamètre supérieur ou égal à 88.9 mm avec toutes les épaisseurs pour tous les héliostats.

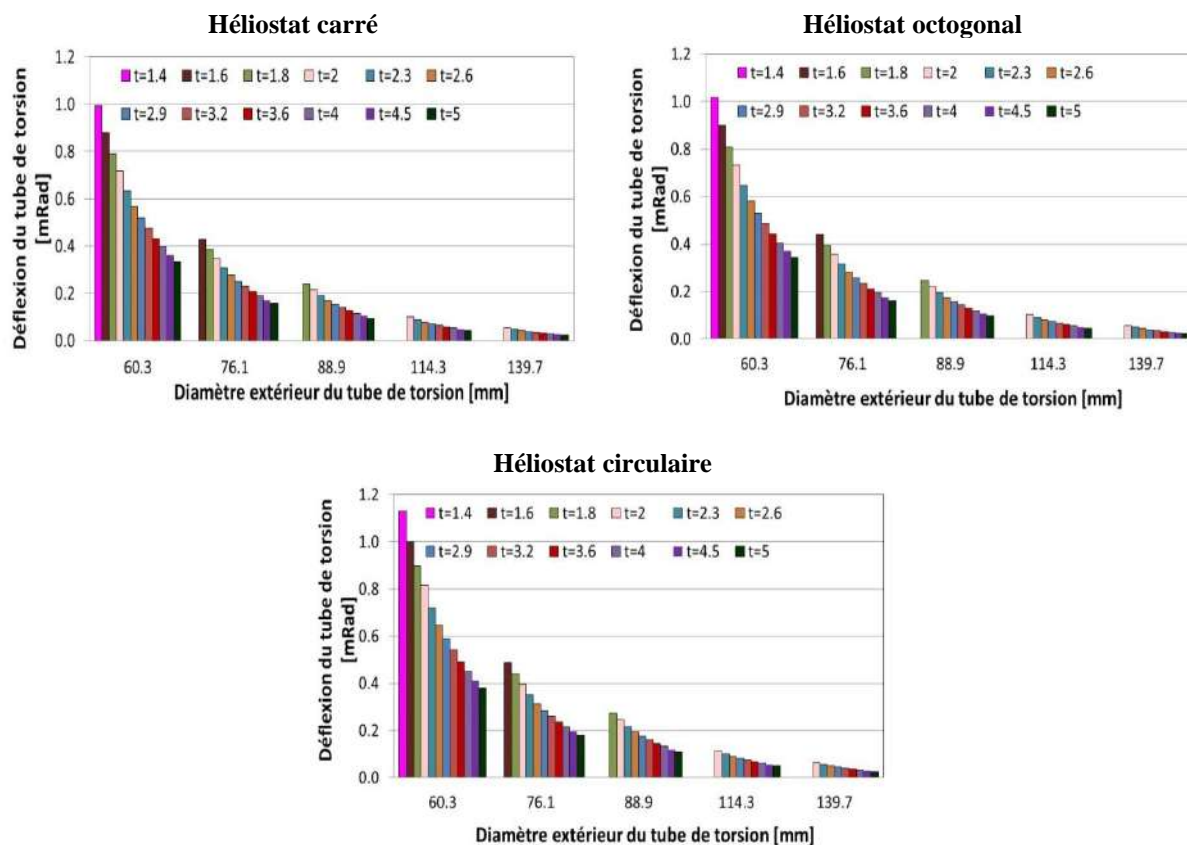


Figure 5.12. Déflexion du tube de torsion en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

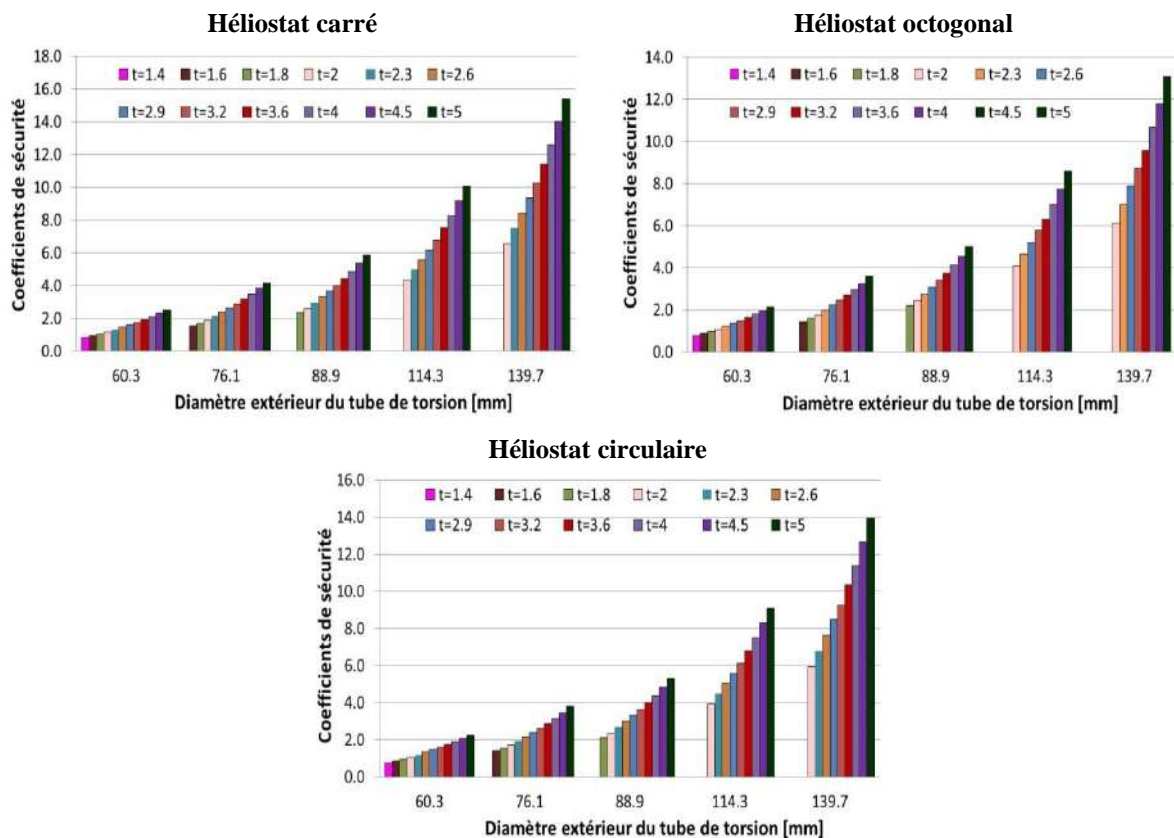


Figure 5.13. Coefficient de sécurité en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

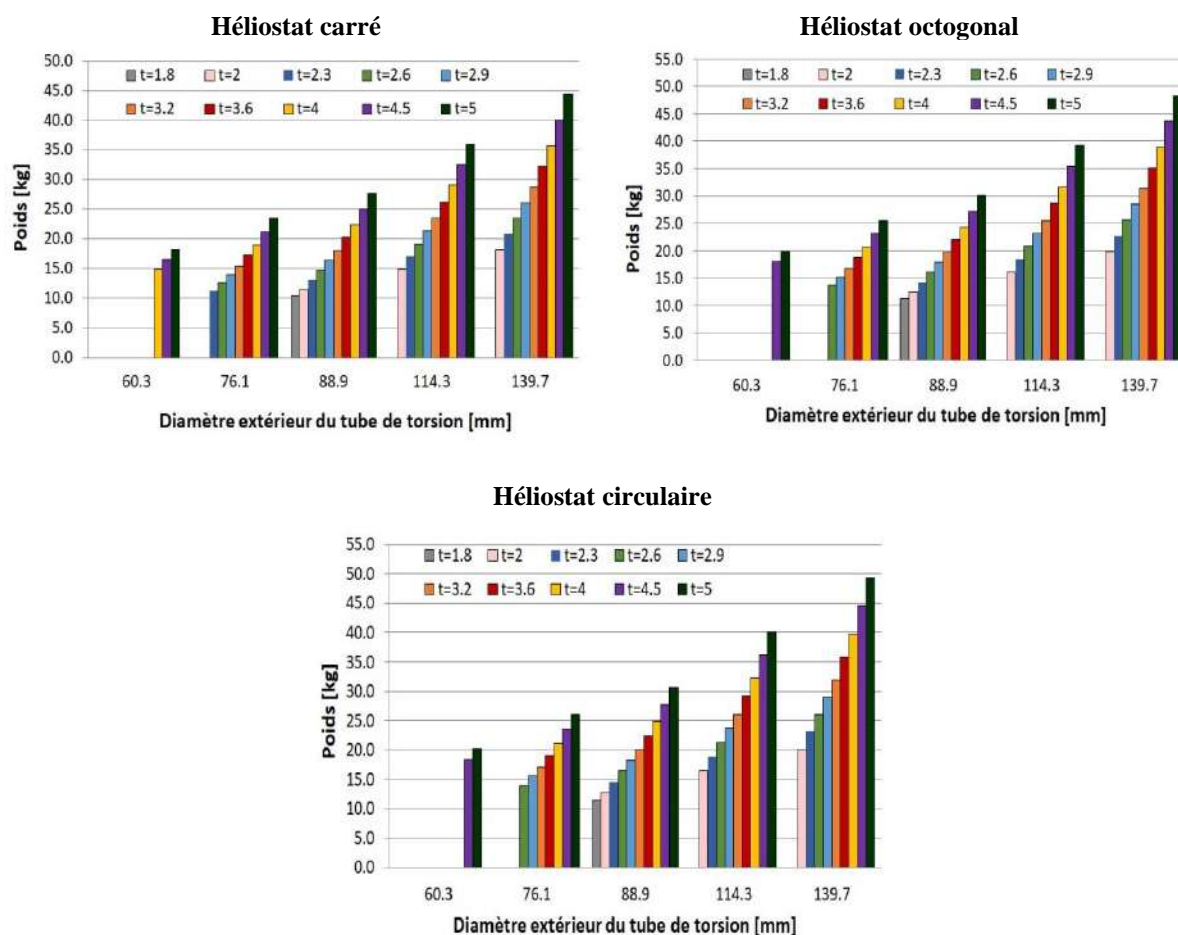


Figure 5.14. Poids des tubes en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

Après avoir illuminé les tubes qui n'ont pas admissible au tube de torsion en termes de la déflexion angulaire et le coefficient de sécurité, nous avons tracé dans la figure 5.14 le poids des tubes en fonction de leurs dimensions pour que nous puissions choisir le tube admissible pour le tube de torsion avec un poids optimal. La figure 5.14 montre que le tube de diamètre 88.9 mm et d'épaisseur 1.8 mm est le tube admissible et optimal pour les trois types d'héliostats. Dans ce cas, les poids de tube de torsion pour l'héliostat carré, octogonal et circulaire sont 10.802 kg, 11.259 kg et 11.375 kg, respectivement.

5.5.1.2. Pylône

Le pylône est sollicité en compression sous l'effet de la charge de la gravité et en torsion et en flexion sous l'effet des charges du vent. La charge de la gravité sur le pylône est le poids de l'ensemble miroir, support miroir et tube de torsion. Dans toutes les charges appliquées sur le pylône, l'équation de la résistance élastique de matière (5.26) a été utilisée pour dimensionner le pylône.

Le cas où le tube du pylône est sollicité en compression par les charges de la gravité, la contrainte de compression est calculé par la formule suivante :

$$\sigma_{comp} = \frac{F_z - mg}{A_{pyl\hat{o}ne}} = \frac{(m_{sup} + m_{tube}) \cdot g}{A_{pyl\hat{o}ne}} \quad (5.39)$$

Où : $A_{pyl\hat{o}ne}$ est la surface de section de pylône. m_{tube} est la masse de tube de torsion, et a été définie après avoir les dimensions du tube de torsion.

$$A = \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2) \quad (5.40)$$

La contrainte de la flexion du pylône $\sigma_{f_pyl\hat{o}ne}$ est calculée par l'équation suivante :

$$\sigma_{f_pyl\hat{o}ne} = \frac{M_y \cdot D}{2 \cdot I} \quad (5.41)$$

Où : M_y est le moment fléchissant de pylône [$N \cdot m$].

Contraintes combinées dans le même sens (addition de contraintes):

$$\sigma_{total} = \sigma_{comp} + \sigma_{f_pyl\hat{o}ne} \quad (5.42)$$

La contrainte de la torsion du pylône $\tau_{pyl\hat{o}ne}$ est calculée par l'équation suivante :

$$\tau_{pyl\hat{o}ne} = \frac{M_z \cdot D}{2 \cdot I_G} \quad (5.43)$$

Contraintes $\sigma_{T_{ube}}$ combinées entre les deux sollicitations (flexion et torsion) est calculée par l'équation suivante :

$$\sigma_{pyl\hat{o}ne} = \sqrt{\sigma_{total}^2 + 3 \cdot \tau_{pyl\hat{o}ne}^2} \quad (5.44)$$

Le calcul mathématique de l'RDM est appliqué sur un ensemble de tube en acier laminé à froid de la limite élastique de 350 MPa. Ces tube de différent diamètre et épaisseur comme montré dans les figures 5.15, 5.16 et 5.17. Pour choisir un tube admissible pour les pylônes des trois héliostats et optimal en terme du coût, nous avons analysé ces trois figures dans l'ordre.

La figure 5.15 présente la déflexion angulaire des tubes en fonction des diamètres extérieurs et des épaisseurs. Cette figure montre que la déflexion angulaire dépend de la section du tube,

de sorte qu'elle augmente avec une diminution de la section. Pour une déflexion inférieure à 2 mRad , les tubes qui assurent cette condition sont tous les tubes présentés dans la figure 5.15 sauf le tube de diamètre 76.1 mm et d'épaisseur 2 mm pour l'héliostat circulaire.

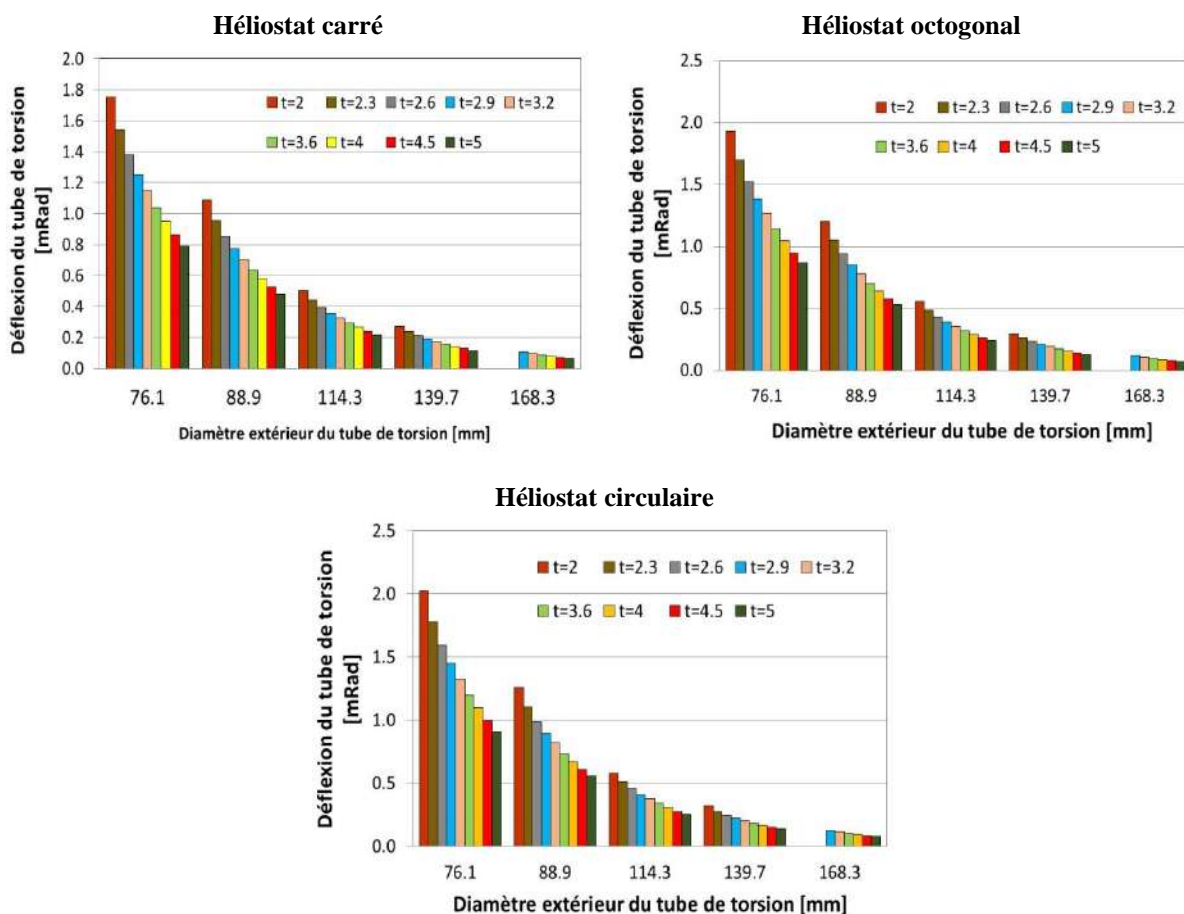


Figure 5.15. Déflexion du pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

La figure 5.16 présente le coefficient de sécurité des tubes en fonction des paramètres dimensionnels de la section des tubes. Cette figure montre que le coefficient de sécurité dépend également de la section, de sorte qu'il augmente avec l'augmentation de la section. Pour un coefficient de sécurité supérieure à 2, les tubes admissibles pour le pylône sont :

- Tube de diamètre 76.1 mm et d'épaisseur 5 mm pour l'héliostat octogonal.
- Tube de diamètre 88.9 mm d'épaisseur supérieur ou égal à 3.6 mm pour les héliostats carré et octogonal et d'épaisseur supérieur ou égal à 4 mm pour l'héliostat circulaire.
- Tous les tube de diamètre supérieur ou égal à 114.3 mm avec tous les épaisseurs, sauf le tube de diamètre 114.3 mm et d'épaisseur 2 mm pour l'héliostat circulaire.

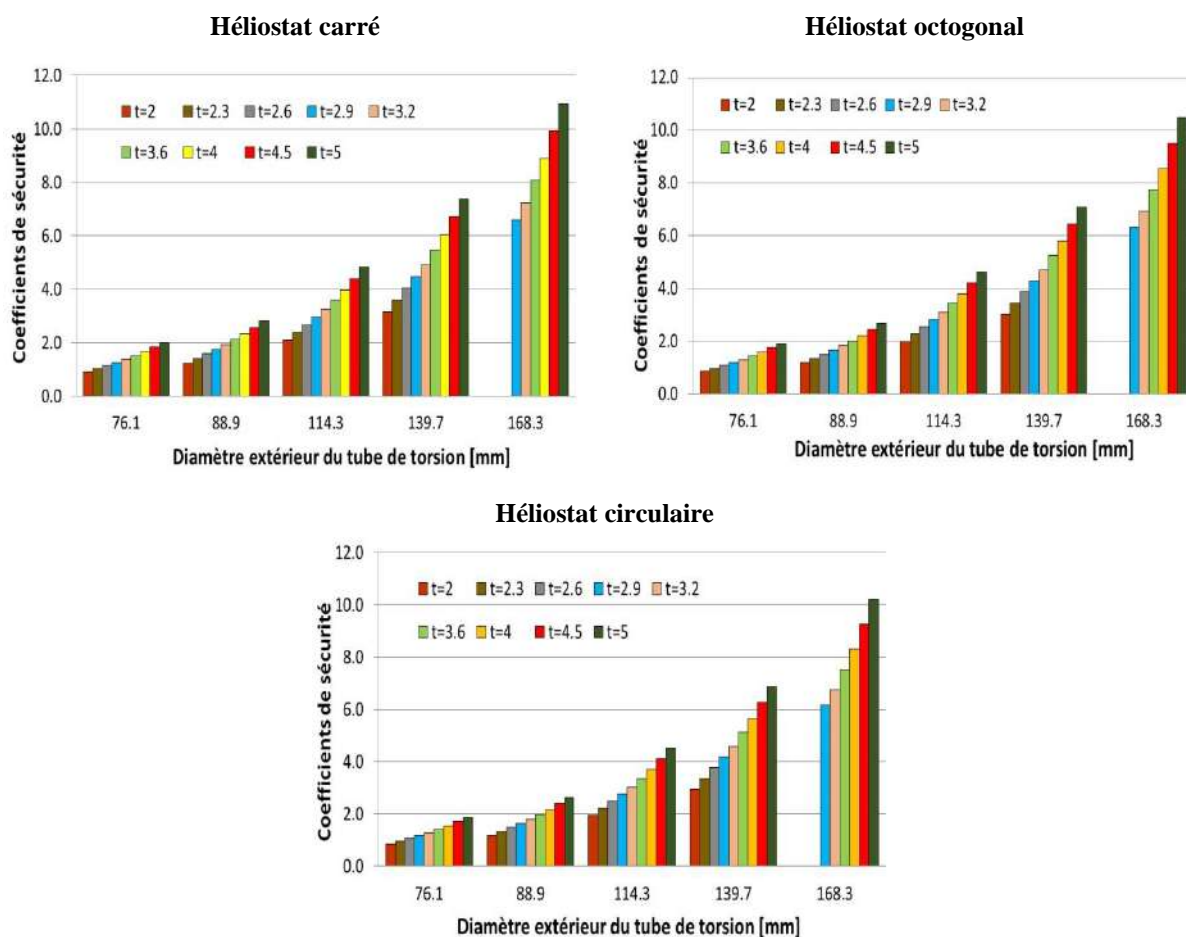


Figure 5.16. Coefficient de sécurité sur le pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

Après l'analyse des figures 5.15 et 5.16 et l'illumination des tubes qui n'ont pas admissible au pylône en termes de la déflexion angulaire et le coefficient de sécurité, nous avons tracé dans la figure 5.17 le poids des tubes en kg en fonction des paramètres dimensionnels de leurs sections. On observe que la forme géométrique du miroir des héliostats a une influence sur le poids du pylône. Donc, les tubes admissibles pour le pylône sont :

- Héliostat carré : tube de diamètre 114.3 mm et d'épaisseur 2 mm avec un poids de 25.118 kg, la longueur de pylône égale à 1.0 m.
- Héliostat octogonale : tube de diamètre 114.3 mm et d'épaisseur 2 mm avec un poids de 11.928 kg, la longueur de pylône égale à 1.079 m.
- Héliostat circulaire : tube de diamètre 114.3 mm et d'épaisseur 2.3 mm avec un poids de 13.961 kg, la longueur de pylône égale à 1.096 m.

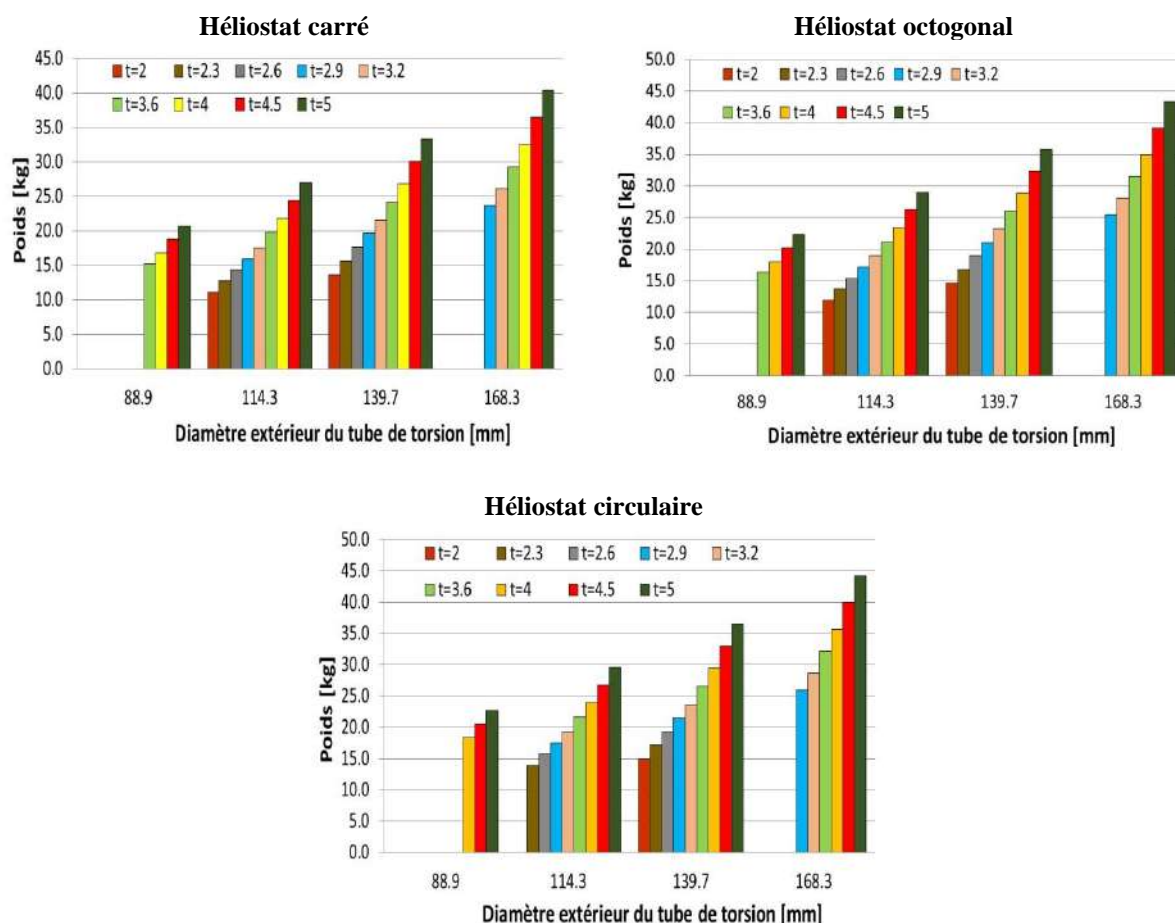


Figure 5.17. Poids des tubes du pylône en fonction du diamètre extérieur et de l'épaisseur.

5.5.2. Etape de la simulation numérique

Un modèle CAO de chaque des trois héliostats a été conçu sur *SolidWorks* (voir la figure 5.18). Sur la base des résultats obtenus par le calcul RDM, les modèles d'héliostats sont conçus à l'échelle 1 :1. En fait, ce calcul RDM n'a été utilisé que pour le dimensionnement initial du pylône et du tube de torsion. Alors que les dimensions de l'ensemble de la structure des héliostats ont été déterminées par un calcul numérique à l'aide du simulateur de *SolidWorks*. Le simulateur utilise la méthode des éléments finis pour déterminer les contraintes et les déformations de la structure. Pour une charge du vent F_x maximale, un exemple de distribution de la contrainte sur les trois modèles d'héliostats est présenté dans la figure 5.19. Cette figure montre que la contrainte maximale est concentrée au niveau de la base du pylône, cela nous montre que le pylône est le composant le plus important pour les héliostats et qu'il faut lui accorder une grande importance lors du dimensionnement de la structure des héliostats.

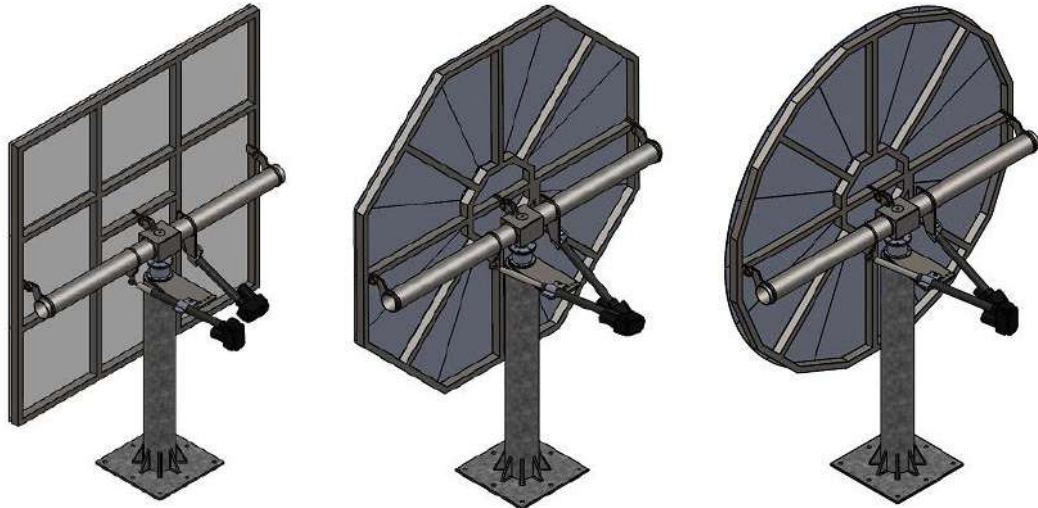


Figure 5.18. Modèle CAO des trois héliostats.

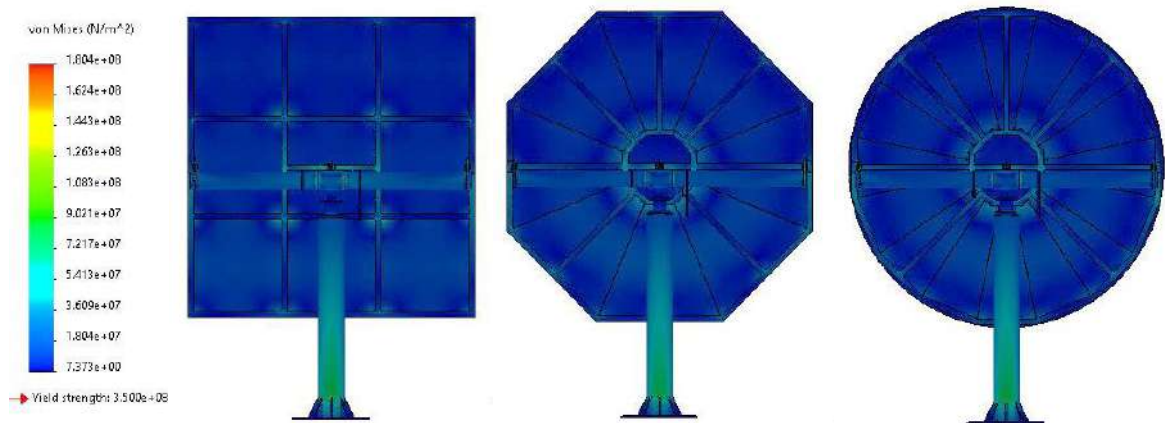


Figure 5.19. Distribution de la contrainte sur les trois héliostats.

Le tableau 5.7 présente les coefficients de sécurités minimales s_{min} et les déflexions angulaires $d\omega_f$ de la structure des héliostats carré, octogonal et circulaire. Ces deux paramètres sont obtenus en simulant les charges du vent du tableau 5.3 sur les trois modèles héliostatiques. Tous les héliostats ont été conçu pour vérifient les conditions $s_{min} \geq 2$ aux charges maximales et $d\omega_f \leq 2 \text{ mRad}$ aux charges moyennes (rms). Le tableau 5.7 montre que l'héliostat de forme circulaire est le plus résistant aux charges du vent maximales et l'héliostat de forme carré effectue moins de déviation angulaire aux charges moyennes par rapport aux deux autres héliostats. Par conséquent, l'héliostat carré est le plus optimal pour le champ solaire de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa.

Tableau 5.7. Coefficients de sécurité minimal et déflexion de la structure des héliostats.

Charges du vent	Héliostat					
	Carrée		Octogonal		Circulaire	
	s_{min}	$d\omega_f$ [mRad]	s_{min}	$d\omega_f$ [mRad]	s_{min}	$d\omega_f$ [mRad]
F_{xmax}	2.3	1.4	2.3	2.6	2.4	2.6
F_{xrms}	3.1	0.1	3.7	0.2	3.7	0.2
M_{ymax}	2.0	2.0	2	2.5	2.1	2.5
M_{yrms}	3.0	0.2	3.3	0.2	3.3	0.2
M_{zmax}	2.5	0.9	2.1	1.5	2.1	1.5
M_{zrms}	3.1	0.3	2.9	0.4	3.5	0.4
MH_{ymax}	2.7	0.4	2.3	0.7	2.9	0.7
MH_{yrms}	3.8	0.2	3.7	0.3	4.5	0.3

Après l'analyse des résultats de cette dernière simulation, les dimensions finales de la structure métallique avec laquelle doit fabriquer les différents composants des trois héliostats sont présentés comme suit :

- Tube carré en acier de section 40 x 30 mm d'épaisseur 2 mm pour le support miroir des trois héliostats.
- Tube rond en acier de diamètre extérieur 88.9 mm et d'épaisseur 1.8 mm pour le tube de torsion des trois héliostats.
- Tube rond en acier de diamètre extérieur 139.7 mm et d'épaisseur 2.3 mm pour les pylônes de tous les héliostats.
- Tôles en acier d'épaisseur 8 et 10 mm pour le socle et autres pièces des trois héliostats.

5.5.3. Coût de la structure

Le coût total d'un héliostat est la somme de tous les coûts de ses différents composants. Les principaux composants de l'héliostat sont : les miroirs, la structure métallique (support miroir, le tube de torsion et le pylône), les actionneurs (moteurs et réducteurs), la boîte de contrôle et les câbles. En effet, le coût de la main d'œuvre est le même pour les trois héliostats. En outre, le coût des actionneurs, la boîte de contrôle et les câbles ne change pas de l'héliostat à l'autre. Donc, pour faire la comparaison entre les trois héliostats en termes de coût, il suffit de définir le coût des miroirs, du support miroir, du tube de torsion et du pylône pour chaque héliostat.

Tableau 5.8. Type, dimensions et quantité des pièces pour chaque élément de la structure des héliostats.

		Structure métallique			
		Eléments	Type de pièce	Dimension L	Quantité
Types d'héliostats	Carrée	Pylône	Tube rond Ø139.7	1008 mm	17
		Tube de torsion	Tube rond Ø88.9	674 mm	34
		Support miroir	Tube carré 40x30	1508 mm	68
				1448 mm	34
				468 mm	119
	Miroir	Epaisseur 3 mm	500 x 500 mm	153	
	Octogonal	Pylône	Tube rond Ø139.7	1082 mm	17
		Tube de torsion	Tube rond Ø88.9	732 mm	34
		Support miroir	Tube carré 40x30	691 mm	136
				602 mm	136
				174 mm	136
				348 mm	17
				Miroir	Epaisseur 3 mm
		419 x 632 mm	386		
	Circulaire	Pylône	Tube rond Ø139.7	1104 mm	17
		Tube de torsion	Tube rond Ø88.9	748 mm	34
		Support miroir	Tube carré 40x30	608 mm	136
				338 mm	272
				174 mm	136
				348 mm	17
				202 mm	17
Miroir				Epaisseur 3 mm	375 x 375 mm
		429 x 654 mm	136		

Généralement, le prix de la matière métallique lié à son poids. En Algérie le prix unitaire de l'acier est d'environ 143.25 DA/kg en Mars 2021. En effet, la connaissance du poids de chaque composant n'est pas suffisante pour calculer leur prix, car il existe des chutes de matière lors de sa fabrication. Ces chutes de matière introduisent une erreur de calcul important. La meilleure façon pour réduire cette erreur et optimiser le coût de la fabrication de la structure métallique de chaque héliostat, nous avons effectué la méthode suivante :

- Au début nous avons établi le tableau 5.8 qui montre le type, la dimension et la quantité des pièces qui constituent chaque élément de la structure métallique (support miroir, le tube de torsion et le pylône) de chaque héliostat (carré, octogonal et circulaire). La quantité est pour les dix-sept héliostats du camp solaire.
- Les pièces de même type, de même quantité et qui ont même dimensions ne sont pas inclus dans le calcul. Parce que l'objectif est de trouver la différence de prix entre les trois types d'héliostats.
- Généralement, La matière métallique brute (les tubes en acier) est disponible dans le marché Algérien en forme des barres de 6 m. De cette raison, nous avons calculé la quantité nécessaire des barres 6 m pour fabriquer tout le champ héliostatique pour

chaque type des trois héliostats. Le calcul est basé sur la condition qu'une barre fournisse un maximum de pièces et un minimum de chutes.

La grande taille des miroirs disponible dans le marché Algérien en feuille de $2.4 \times 1.6 \text{ m}$. La même méthode utilisée dans le calcul de la matière métallique. nous avons calculé la quantité nécessaire des feuilles de miroirs pour tout le champ d'héliostats.

Enfin, la quantité et le prix de de la matière première de chaque élément de trois types d'héliostats ont été calculé pour tout le champ héliostatique et pour un seul héliostat. Tous ces résultats sont établis dans le tableau 5.9. En comparant des héliostats de forme octogonale et circulaire avec l'héliostat de forme carré en termes de prix, nous avons observé que les deux héliostats octogonal et circulaire sont moins chers que l'héliostat carré de 2.36% et 0.75%, respectivement.

Tableau 5.9. Quantité et le prix de la matière première pour chaque élément de la structure des héliostats.

		Structure métallique				
		Éléments	Nombre de barres ou feuille	Prix unitaire / barre ou feuille [DA]	Prix pour 17 héliostats	Prix pour 1 héliostat
Types d'héliostats	Carrée	Pylône	3.336	9 000.00	30 024.00	1 766.12
		Tube de torsion	4.225	3 000.00	12 675.00	745.59
		Support miroir	36	1 800.00	64 800.00	3 811.76
		Miroir	12.625	6 912.00	87 264.00	5 133.18
		Prix total de toute la matière première pour un héliostat				
	Octogonal	Pylône	3.361	9 000.00	30 249.00	1 779.35
		Tube de torsion	4.244	3 000.00	12 732.00	748.94
		Support miroir	34.348	1 800.00	61 826.40	3 636.85
		Miroir	12.349	6 912.00	85 357.44	5 021.03
		Prix total de toute la matière première pour un héliostat				
	Circulaire	Pylône	3.368	9 000.00	30 312.00	1 783.06
		Tube de torsion	4.249	3 000.00	12 747.00	749.82
		Support miroir	36	1 800.00	64 800.00	3 811.76
		Miroir	12.358	6 912.00	85 415.04	5 024.41
		Prix total de toute la matière première pour un héliostat				

5.6. Conclusion

Dans un premier temps, nous avons étudié le comportement mécanique et optique des héliostats de la mini central solaire à tour 1TSC-DZ. Dans les conditions où les charges du vent annuel maximales et moyennes, les erreurs de réflexion des rayons solaire et les paramètres de la résistance aux ces charges sont définis pour ces héliostats. Les résultats de cette première partie d'étude montrent que les héliostats de 1TSC-DZ doivent être remplacés

par des héliostats plus robustes pour avoir un champ solaire de bonnes performances mécanique et optique, et donc bonnes performances énergétique du mini central.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, Trois forme d'héliostats (carré, octogonal et circulaire) de même design ont été comparés entre eux, pour étudier l'effet de la forme géométrique de miroir sur le coût et le comportement mécanique et optique des héliostats de petites tailles. De plus, pour choisir l'héliostat la plus accessible pour le champ solaire de la mini central solaire à tour 1TSC-DZ. Nous avons commencé cette étude par la détermination de la déflexion admissible des héliostats d'une façon que l'erreur de l'image des héliostats sur la tour ne dépasse pas 10% lors de la vitesse du vent est maximale et moyennes. Ensuite, nous avons utilisé les formules d'RDM et *SolidWorks* pour dimensionner les trois héliostats. Le dimensionnement est basé sur deux conditions qu'ils sont : le facteur de sécurité de la structure (doit être supérieur ou égale à 2) et la déflexion angulaire admissible des héliostats (doit être inférieur ou égale à 2 mRad). La première condition est calculé en fonction des charges du vent maximales et la deuxième condition est calculé en fonction des charges du vent moyenne (rms). Après le dimensionnement des héliostats, nous avons effectué un calcul de coût de chaque héliostat, Les résultats montrent que les deux héliostats octogonal et circulaire sont moins chers que l'héliostat carré de 2.36% et 0.75%, respectivement. On conclut que la forme géométrique des miroirs à une légère influence sur le coût des héliostats de petite taille.

CHAPITRE 6. IMPACT DE LA FORME DE RECEPTEUR SUR LES PERFORMANCES OPTIQUES D'UNE CENTRALE SOLAIRE A TOUR

NOMENCLATURE

Symboles	Définitions	Unités
DNI	Irradiation normale directe (<i>Direct Normal Irradiation</i>)	$[w/m^2]$
n	Nombre des héliostats	[-]
A_{helio}	Surface de la partie réfléchive de	$[m^2]$
Q_{abs}	Energie absorbé par le récepteur (la paroi de récepteur)	[w]
Az	Angle azimutal	[°]
Ze	Angle zénithal	[°]
l_{cib}	Profondeur de la cible (Récepteur)	[m]
h_{cib}	Hauteur de la cible (Récepteur)	[m]

6.1. Introduction

L'énergie est essentielle à la qualité de nos vies. Il est devenu une partie intégrante de la civilisation humaine car il est utilisé dans tous les domaines de la vie, des besoins personnels aux domaines commerciaux, industriels, sociaux et autres. Les demandes d'énergie augmentent de jour en jour de façon spectaculaire. Parmi toutes les sources d'énergie non conventionnelles, l'énergie solaire est la source la plus adaptable en raison de sa nature omniprésente et gratuite. La technologie de l'énergie solaire concentrée (CSP) est considérée comme la meilleure technologie à l'échelle industrielle en raison de son rendement élevé et de ses importantes possibilités d'amélioration [84]. Parmi les technologies CSP on trouve les centrales solaires à tour (CST). CST utilise des miroirs plats pour concentrer les rayons solaires sur un récepteur situé au sommet d'une tour afin d'être convertis ensuite en chaleur. Le développement de CST est moins avancé que celui des systèmes utilisant des miroirs cylindro-paraboliques, mais ils offrent une plus grande efficacité et une meilleure capacité de stockage d'énergie [85-86]. La centrale solaire à tour est récemment considérée comme la technologie la plus prometteuse pour l'application de l'énergie solaire en raison de ses nombreux avantages [85-87].

Dans le but d'améliorer les performances optiques et énergétiques de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa, l'effet de la forme des héliostats et du récepteur sur l'énergie absorbé par le récepteur va être étudié dans ce chapitre. Les formes des héliostats sont les mêmes formes que nous avons étudié dans les chapitres précédents (carrée, octogonale et circulaire). Les formes du récepteur sont cubique, parallélépipède rectangulaire et trapézoïdale. Nous allons utiliser le logiciel d'ingénierie optique *TracePro* pour simuler la densité du flux solaire réfléti par les héliostats sur le récepteur. La simulation va être effectuée pour les jours du solstice d'été (21 Juin), du solstice d'hiver (21 Décembre) et d'équinoxe (21 Mars).

6.2. Potentiel des énergies renouvelables en Algérie

En raison de sa situation géographique, l'Algérie possède l'un des plus hauts réservoirs solaires au monde, soit environ 5 milliards de GWh/an [85]. Des travaux de recherche sur les sources d'énergies renouvelables (ER) ont été réalisés en Algérie au cours des dernières années. Dans l'un de ces travaux, exactement dans le travail de Gama Amor et al [90], nous avons trouvé la figure 6.1 qui présente la carte Algérienne de la densité annuelle de l'irradiation solaire sur une surface horizontale et de l'irradiation solaire normale directe. Cette

figure montre que le potentiel solaire élevé dans toute l'Algérie, en particulier dans le centre et le sud du pays, avec une irradiation solaire globale variant de 2150 à 2500 kWh/m²/an et une irradiation normal directe de 2700 à 3400 kWh/m²/an [90]. La durée d'ensoleillement est d'environ 7,3 heures au nord, 8,3 heures dans les hauts plateaux et plus de 10 heures dans les régions du sud. En général, la durée d'ensoleillement de tout le territoire dépasse 3000 heures/an et peut atteindre 3500 heures/an au Sahara [89]. Donc, l'Algérie dispose d'un potentiel important pour la production d'électricité à partir d'ER pour le marché intérieur ainsi que pour l'exportation vers le marché européen. Cette conclusion a également été conclue par les chercheurs Stanbouli et al [88].

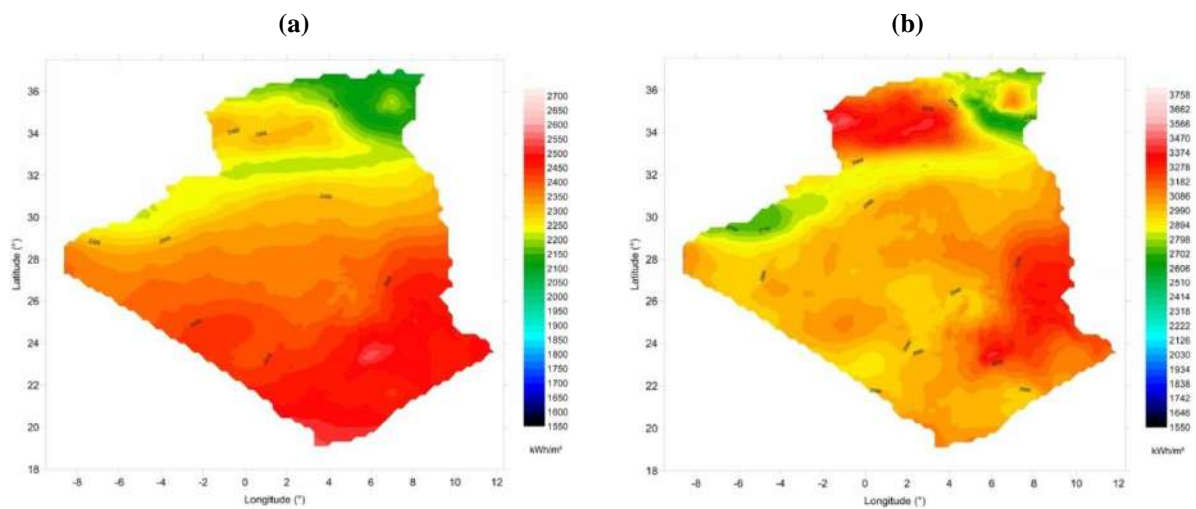


Figure 6.1. (a) : Carte annuelle de l'irradiation solaire sur une surface horizontale, (b) : Carte d'irradiation solaire normale directe annuelle [90].

6.3. Méthode et procédure

6.3.1. Collection des données météorologiques

L'irradiation normale directe (DNI) est un paramètre d'entrée approprié pour les centrales solaires à tour. Ce paramètre a été collecté par la station météorologique présentée dans la figure 6.2. Cette station est située au sein de l'URAER Ghardaïa (latitude de 33,46 ° N, longitude de 3,78 ° E et altitude de 463 m). Depuis son installation en 2012, les mesures des composantes du rayonnement solaire (global, DNI et diffus), ainsi que les paramètres météorologiques (air température, humidité, vitesse du vent, pression atmosphérique) ont été assurés.

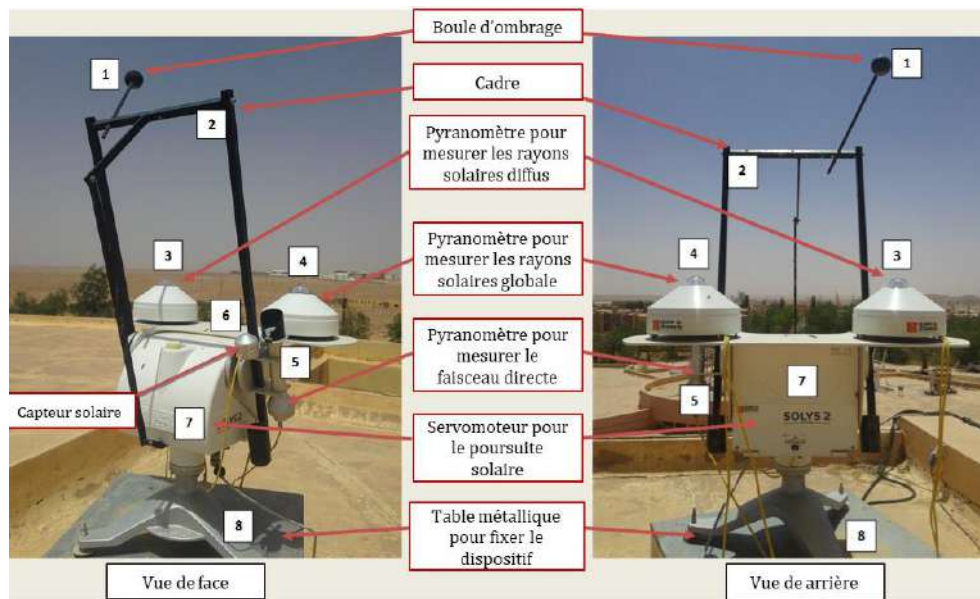


Figure 6.2. Station météorologique de l'URAER Ghardaïa.

La figure 6.3 présente une base de données de DNI d'environ deux ans de mesure (à partir 15 Mai 2013). Elle montre que la région de Ghardaïa a un grand potentiel d'irradiation normale directe tout au long de l'année. Donc, la région de Ghardaïa très favorable à l'implantation des systèmes à concentration tel que les tours solaire.

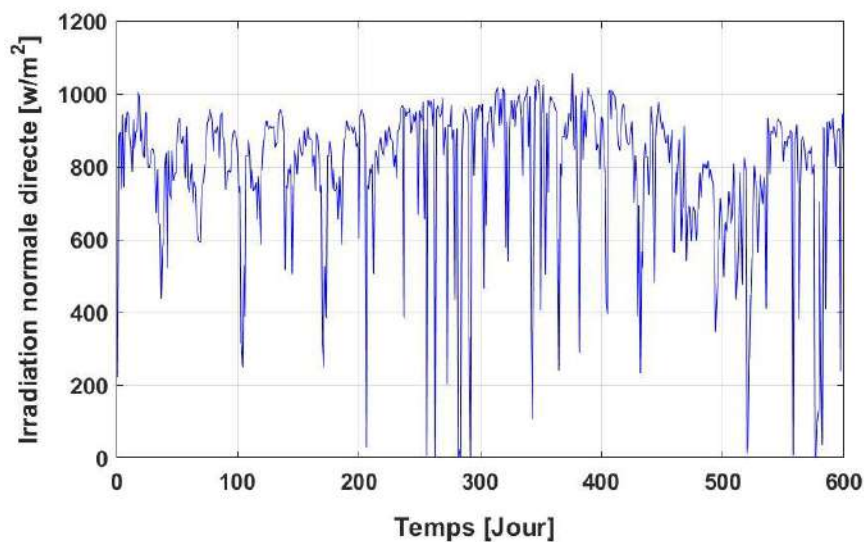


Figure 6.3. Evolution de l'irradiation normale directe.

6.3.2. Model numérique du mini central

Actuellement, la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa possède 17 héliostats de 1.5x1.5m de surface, ils sont installés autour d'une tour de hauteur d'environ 6m. Sur le sommet de cette tour, il existe un récepteur de forme cavité cube avec une ouverture de

surface 1.2x1.2m. Les positions des héliostats dans le champ solaire sont calculés d'une façon que l'effet d'ombrage et de blocage est nul.

Le modèle CAO de la mini centrale solaire à tour de l'URAER est présenté dans la figure 6.4. Pour étudier l'effet de la forme du récepteur et des héliostats sur le rayonnement solaire réfléchis par les héliostats sur le récepteur, nous avons introduit à ce modèle numérique de la mini centrale les récepteurs présentés dans la figure 6.5 et les héliostats de forme carrée, octogonale et circulaire que nous avons étudié précédemment. Les différents paramètres dimensionnels de la mini centrale solaire à tour sont présentés dans le tableau 6.1.

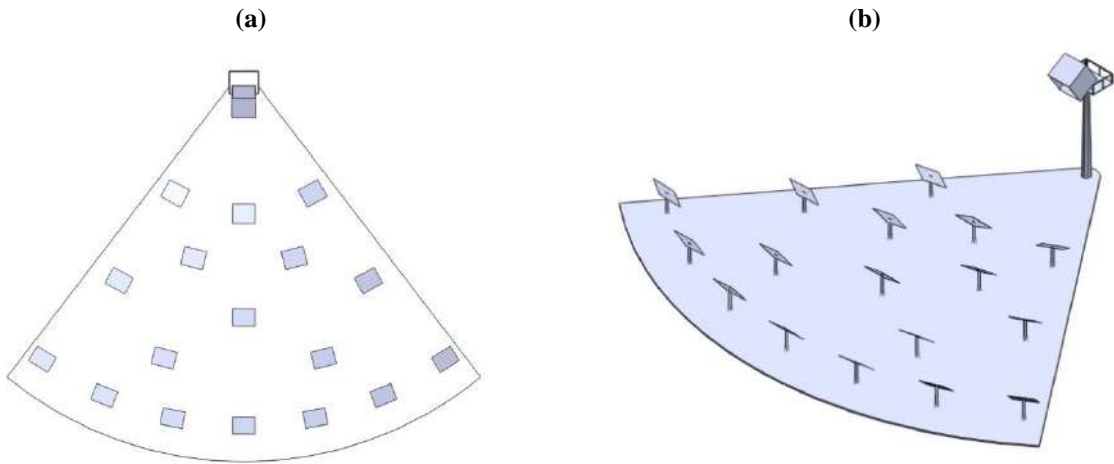


Figure 6.4. Modèle CAO du champ héliostatique du mini central solaire à tour de l'URAER, (a) : Vue dessus, (b) : Vue isométrique.

Tableau 6.1. Paramètres du mini central solaire à tour de l'URAER.

Hauteur du récepteur [m]	7.44
Forme géométrique du récepteur	Cube, Parallélépipède rectangle et Trapèze
Dimension du récepteur $h_{cib} \times l_{cib}$ [m x m]	Cube : 1.5 x 1.5 Parallélépipède rectangle : 2.2 x 1.5 Trapèze : 1.5 x 0.8
Angle d'inclinaison de récepteur [°]	32
Nombre d'héliostats	17
Forme géométrique des héliostats	Carré, Octogone et Cercle
Hauteur de l'héliostat [m]	Carré : 1.250 Octogone : 1.324 Cercle : 1.346
Surface de l'héliostat [m x m]	1.5 x 1.5

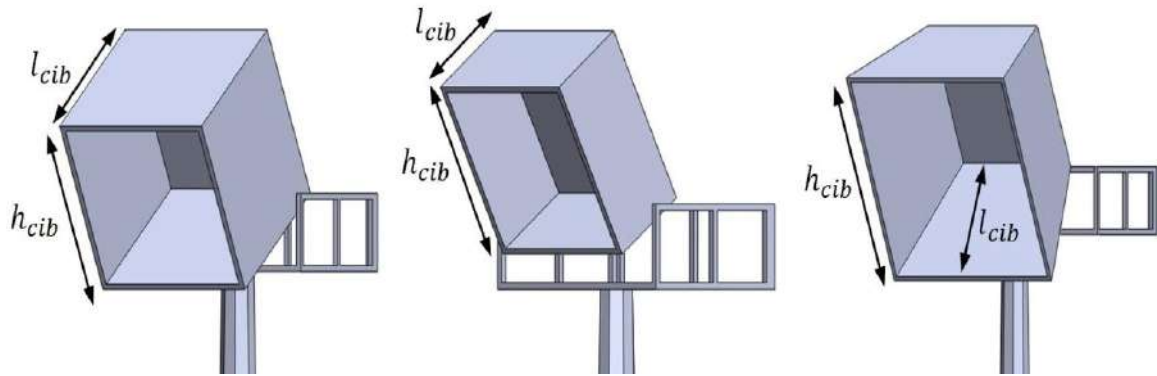


Figure 6.5. Formes des récepteurs étudiés et leurs paramètres dimensionnels.

6.3.3. Position du soleil dans le ciel

La position du soleil dans le ciel est définie par les angles azimutal et zénithal, L'azimut est compté à partir du nord à l'est, en sorte que le soleil dans le nord a un azimut de 0° , le soleil à l'est a un azimut de 90° . Le zénith est compté à partir de l'horizontale à la verticale. Si le soleil est directement sous l'observateur, le zénith a un angle de 90° . L'horizon a donc un zénith de 0° . Par rapport la mini centrale de l'URAER, utilisant les équations (5.3) et (5.4), les azimuts et les zéniths du soleil durant le 21 de chaque mois de l'année ont été définies et tracés dans les figures 6.6.a et 6.6.b, respectivement.

Ces deux figures montrent que la position du soleil dans le ciel n'est pas la même selon les saisons. La durée du jour varie également, le jour le plus long étant le 21 Juin à environ 14 heures et le jour le moins court étant le 21 Décembre à environ 9 heures.

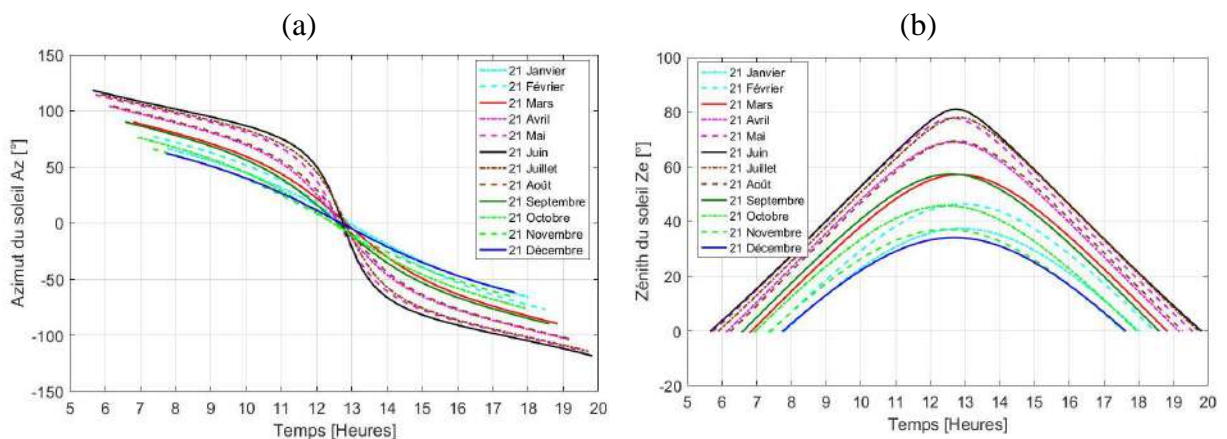


Figure 6.6. Positions du soleil, (a) : Azimut, (b) : Zénith.

6.3.4. Simulation de rayonnement solaire sur le récepteur

La réflexion des rayons solaire sur le récepteur a été simulé pour trois temps (8 :00, 10 :00 et midi solaire) des trois jours 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre. Cette simulation a été effectuée

à l'aide du logiciel d'ingénierie optique *TracePro®2013*. Ce dernier est basé sur la technique de lancer des rayons de Monté Carlo (MCRT) [85, 91]. Généralement pour les centrales solaires à tour, la méthode de MCRT est utilisée pour simuler le processus de transfert du rayonnement solaire du champ d'héliostat vers les surfaces intérieures du récepteur de la cavité [91]. Les DNI mesurés par la station météorologique de l'URAER Ghardaïa aux trois temps solaire des trois jours mentionnés ci-dessus sont présenté dans le tableau 6.2. Il montre que les jours de plus fort DNI sont le 21 Décembre puis le 21 mars à midi solaire avec des valeurs de 950.621 et 949.037, respectivement.

Tableau 6.2. DNI mesurés en 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre.

DNI en [w/m ²]	Heures		
	8 :00	10 :00	Midi solaire
21 Mars	433.828	857.482	949.037
21 Juin	515.397	722.926	769.790
21 Décembre	198.954	820.579	950.621

Pour simuler la réflexion des rayons solaire sur le récepteur, *TracePro®2013* a besoin d'un modèle CAO d'un champ solaire avec des héliostats bien orienté de telle sorte que les rayons solaires sont reflétés avec précision sur la surface du récepteur comme présenté dans la figure 6.7. De cette raison, nous avons établi un code numérique sur la macro du *SolidWorks* pour définir les orientations des héliostats, quel que soit le jour et l'heure choisi. Le code commence par l'introduction des paramètres initiaux comme les dimensions de la tour, du récepteur, héliostats et leur position dans le champ solaire. Ensuite, sur la base des équations (5.3) et (5.4), il fait le calcul de la position du soleil. Enfin, et sur la base de deux équations qui définissent la position du soleil : (5.9) et (5.10), il calcul les vecteurs normaux et tangentiels des surfaces réfléchives des héliostats et leurs orientations pour un temps donné.

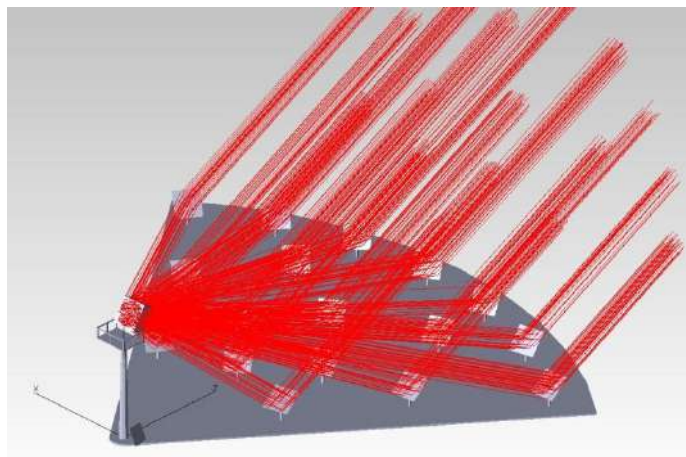


Figure 6.7. Réflexion des rayons solaire sur le récepteur.

6.4. Résultats et discussions

6.4.1. Distribution de densité de rayonnement solaire sur le récepteur

La figure 6.8 présente les cartes de densité de rayonnement solaire sur le récepteur pour les trois temps 8:00, 10:00 et midi solaire des trois jours le 21 Mars, le 21 Juin et le 21 Décembre. On remarque que les rayons solaire se concentre au milieu de récepteur et il se dégrade vers le bout de la surface jusqu'à d'environ zéro d'énergie. La grande différence d'énergie entre les zones fortement concentrés et les zone faiblement concentrés crée des contraintes thermiques qui mènent à la détérioration du matériau du récepteur. Ce problème est dû à cause de la forme cavité cubique de récepteur, où les parois latérales bloquent partiellement les rayons solaires. Ce problème peut être résoudre en modifiant la forme du récepteur.

Les performances énergétiques des systèmes solaires à concentration peuvent être classées comme optiques et thermodynamiques. Le premier concerne le rendement optique et le taux de concentration solaire. Le second couvre le rendement d'absorption, le rendement de conversion thermodynamique idéal et le rendement thermique du récepteur [85, 92]. Le rendement optique ρ_{opt} des centrales solaire à tour peut être défini par l'équation (6.1) :

$$\rho_{opt} = \frac{DNI \cdot n \cdot A_{helio}}{Q_{abs}} \quad (6.1)$$

Où : DNI : Irradiation normale directe (*Direct Normal Irradiation*). n : Nombre des héliostats dans le champ solaire. A_{helio} : Surface de la partie réfléchive de l'héliostat. Q_{abs} : Energie absorbé par le récepteur (la paroi de récepteur).

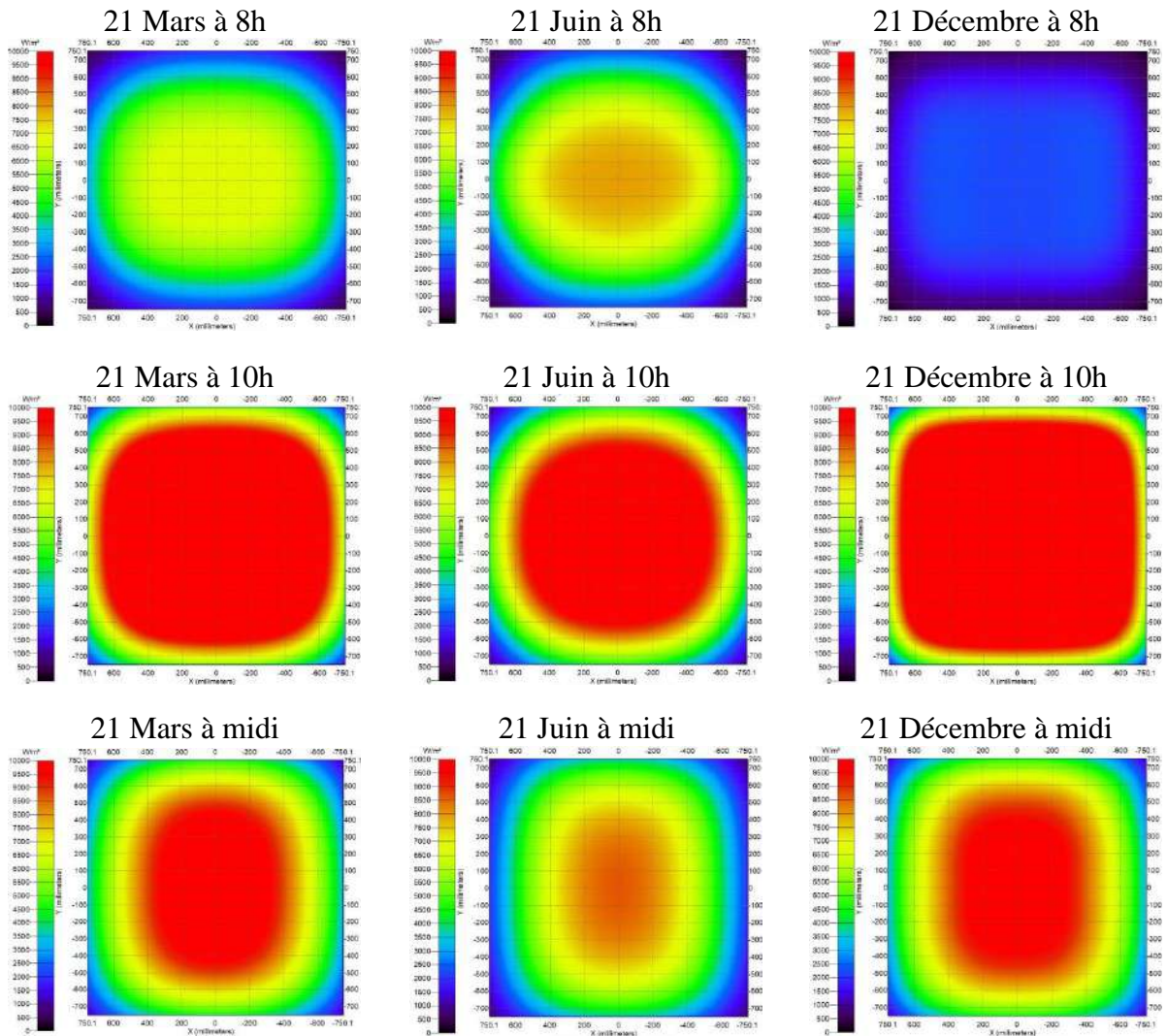


Figure 6.8. Cartes de densité de flux au récepteur pour 8h, 10h et midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur en forme cube et Héliostats de forme carrée.

Les performances optiques de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa sont présentées dans la figure 6.9. Cette mini centrale solaire doté un récepteur de forme cube et des héliostats de forme carrés. Tous les résultats de ce chapitre sont obtenus à 0.92% d'absorptivité de récepteur [35] et à 0.88% de réflectivité des héliostats [84, 35]. Sur l'histogramme de la figure 6.9, d'une manière générale, on peut observer que les performances optiques de la centrale solaire varient avec le temps. Autrement dit, la position du soleil dans le ciel influe sur les performances optiques des centrales solaires à tour. Où le meilleur rendement optique obtenu à 10h le 21 Mars et le 21 Décembre avec une valeur de 80.80% et de 81.53%, respectivement. On observe également que malgré le DNI atteint ses valeurs maximales à midi solaire, le rendement optique est le plus faible par rapport aux rendements des deux autres temps. Ça peut être dû de la forme cubique de récepteur.

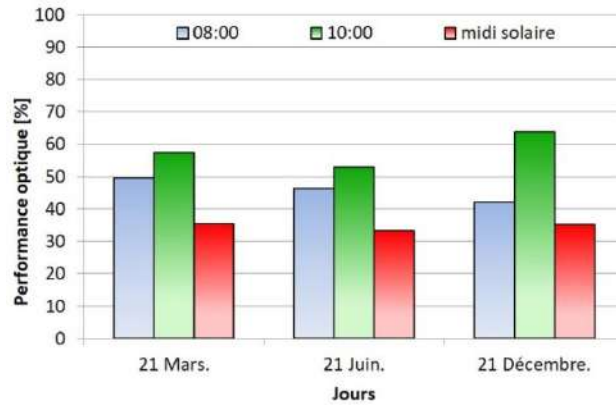


Figure 6.9. Performance optique de mini centrale solaire à tour avec un récepteur en forme cube et des héliostats carrés.

6.4.2. Effet de la forme de récepteur sur le rayonnement solaire

L'effet de la forme du récepteur a été étudié pour midi solaire des jours 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre. Les trois types de récepteur (Cubique, Parallélépipède rectangulaire et Trapézoïdal) qui ont été étudiés dans cette section sont présentés dans la figure 6.5. Les dimensions de ces trois récepteurs sont établies dans le tableau 6.1. Les cartes de la densité des rayons solaires sur les trois types de récepteurs pour midi solaire des jours : solstice d'été, solstice d'hiver et équinoxes, sont présentés dans la figure 6.10. Sur cette figure, on observe que la forme volumique de récepteur influe sur la distribution de la densité de flux solaire sur la surface de récepteur.

La couleur rouge présente une valeur de la densité des rayons solaire supérieure à 9500w/m^2 . Dans le récepteur parallélépipède rectangulaire, la couleur rouge couvre plus de 90% de la surface de récepteur et dans le récepteur trapézoïdal la couleur rouge couvre d'environ 70%. Cependant dans récepteur de forme cubique la couleur rouge couvre moins 50% de la surface. Donc, on conclut que le récepteur de forme parallélépipède rectangulaire est le plus adéquat pour résoudre le problème de contrainte thermique qui est dû à la grande différence de la densité des rayons solaire sur la surface de récepteur. De plus, le récepteur en forme de trapèze est également éligible de l'utiliser pour le mini central solaire à tour. Mais il est préférable de faire une étude d'optimisation de sa taille d'ouverture pour permettre à la surface intérieure du récepteur collecter plus des rayons solaire.

La figure 6.11 présente l'effet de la forme du récepteur sur les performances optiques de la mini centrale solaire à midi solaire de solstice d'été, solstice d'hiver et d'équinoxe. Le récepteur trapézoïdal montre les performances optiques les plus élevées atteignant 82.42%, 80.60% et 78.42% respectivement en 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre. En outre, le récepteur

en forme parallélogramme rectangulaire a également des performances plus élevée que le récepteur trapézoïdal avec une différence de 6.24%, 5.56% et 6.80% pour les jours le 21 Mars, le 21 Juin et le 21 Décembre, respectivement. Donc, pour améliorer les performances de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa, nous recommandons de remplacer son récepteur qui est en forme de cube par un récepteur trapézoïdal ou parallélogramme rectangulaire.

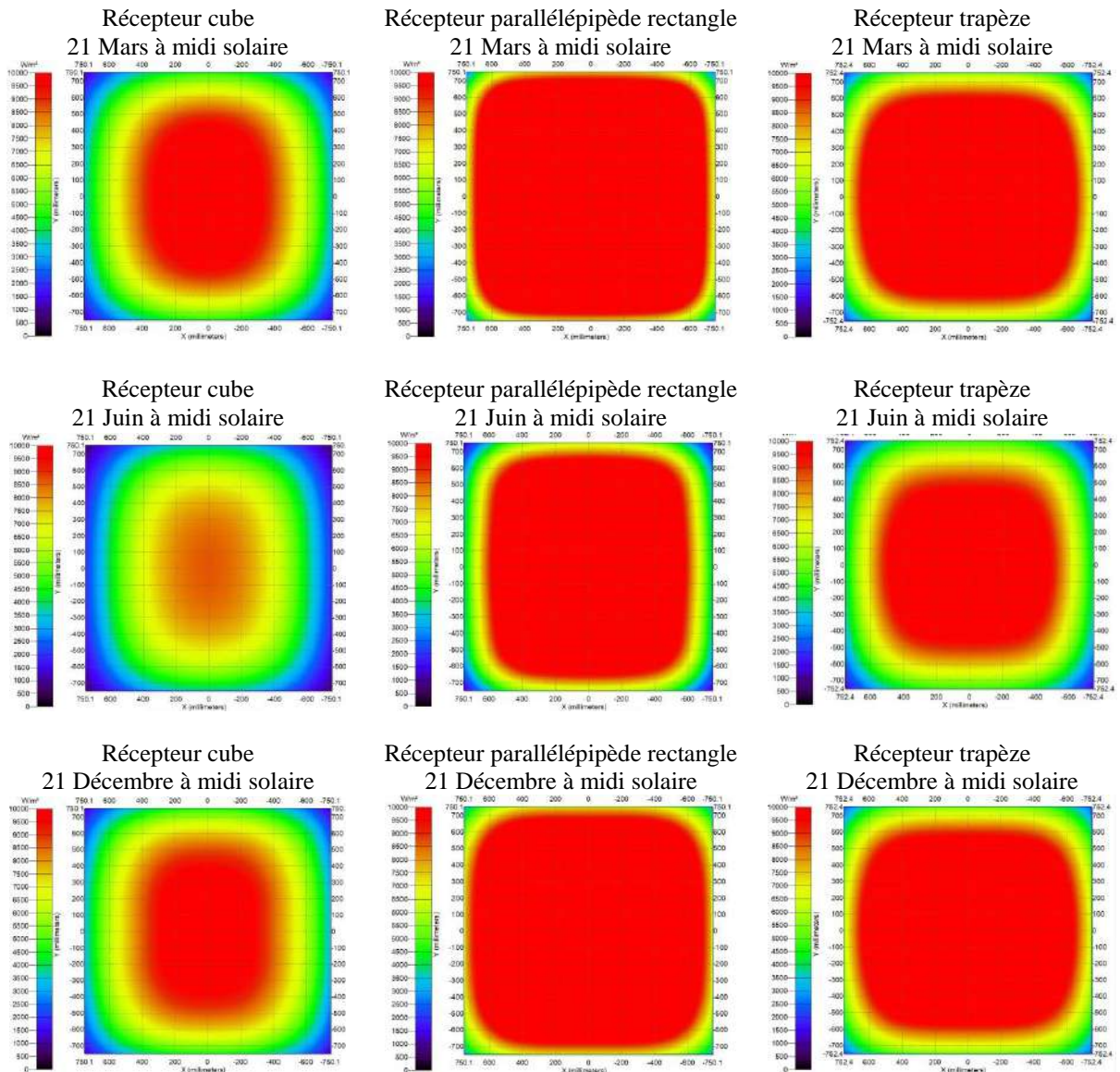


Figure 6.10. Cartes de densité de flux au récepteur pour midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur de forme cube, parallélogramme rectangule, trapèze et Héliostats de forme carrée.

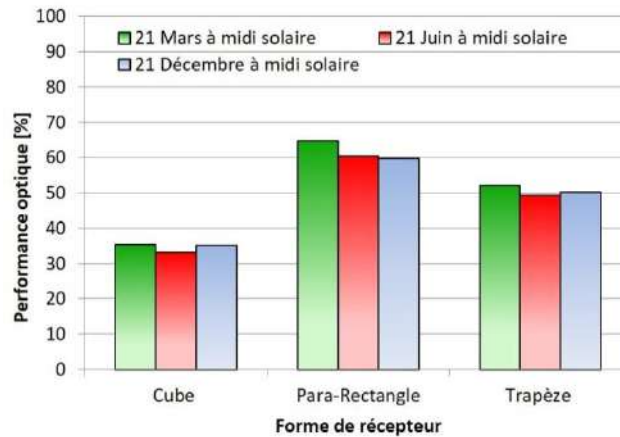


Figure 6.11. Effet de la forme du récepteur sur l'efficacité optique.

6.4.3. Effet de la forme des héliostats sur le rayonnement solaire

Effet de la forme de l'héliostat sur la distribution de la densité des rayons solaire et sur l'efficacité de mini central solaire à tour de l'URAER Ghardaïa ont été étudié pour midi solaire des jours le 21 Mars, le 21 Juin et le 21 Décembre. La figure 6.12 montre les cartes de la densité des rayons sur un récepteur de forme parallélépipède rectangulaire pour l'heure et les jours mentionnés précédemment. On remarque que la distribution des rayons solaire prend presque une forme arrondi pour les héliostats octogonal et circulaire. Par contre pour l'héliostat carré, il prend une forme similaire au carré arrondi. L'héliostat carré montre une densité un peu plus élevée par rapport aux héliostats octogonal et circulaire, surtout pour le jour 21 Mars où sa valeur maximale égale à 15516 w/m^2 contre 15510 w/m^2 et 15505 w/m^2 pour l'héliostat octogonale et circulaire respectivement. De plus, on remarque également que le problème des zone noir sur le récepteur (où la densité de rayons solaire égale presque à zéro) est très faible pour l'héliostat carré. Donc la forme carrée de l'héliostat elle est plus admissible par rapport les deux autres formes d'héliostats.

La figure 6.13 présente l'effet de la forme de l'héliostat sur les performances optiques de mini central solaire à midi solaire de jours le 21 Mars, le 21 Juin et le 21 Décembre. On observe que les performances optiques sont plus élevées au 21 Mars pour les trois formes héliostatiques. Les héliostats carrés montrent une efficacité légèrement élevée avec une valeur de 64.80% par rapport aux héliostats octogone et cercle qui ont respectivement une efficacité de 63.21% et 63.44%.

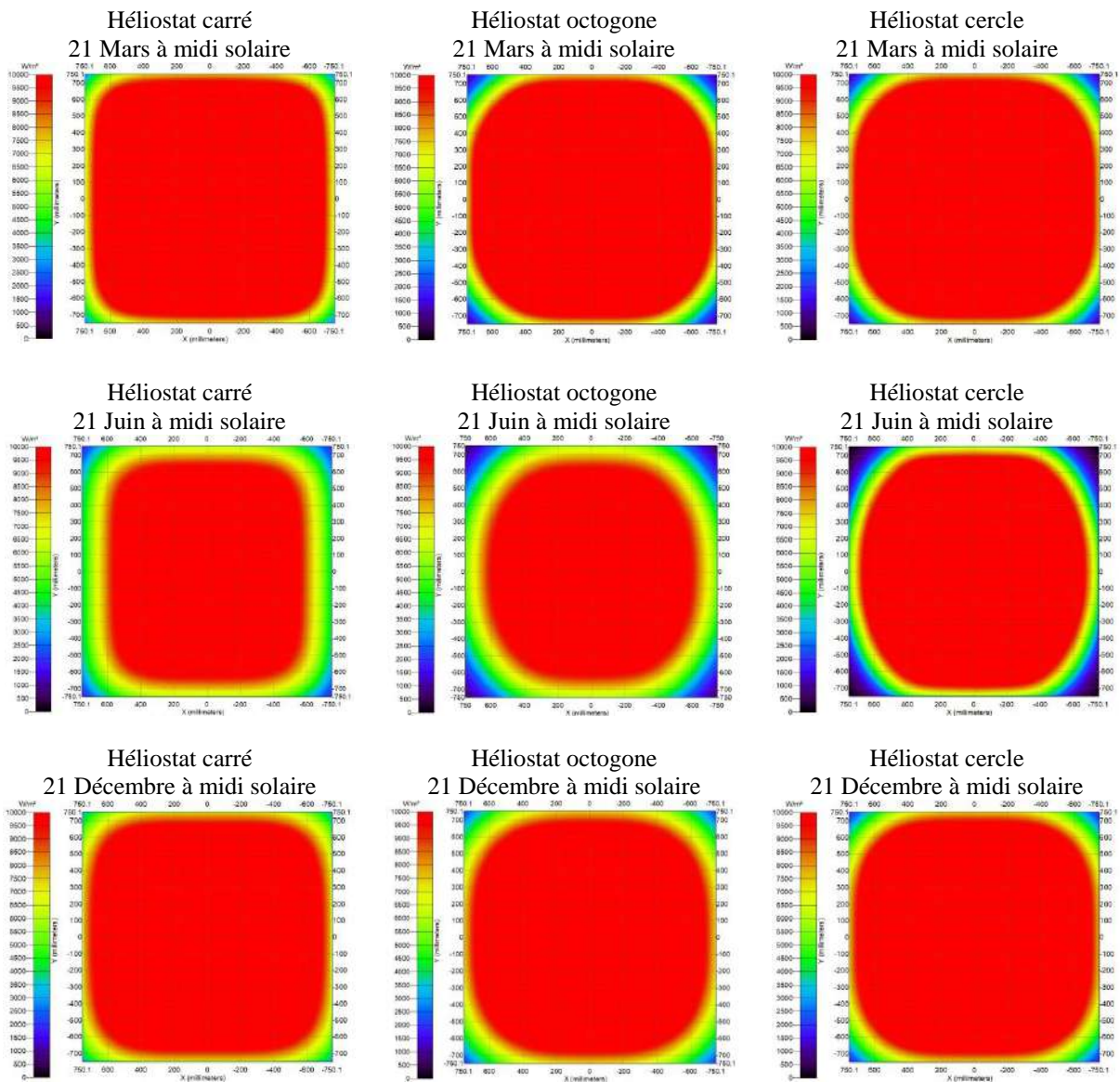


Figure 6.12. Cartes de densité de flux au récepteur pour midi solaire du 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre, Récepteur de forme parallélogramme rectangle, héliostats de forme carrée, octogone et cercle.

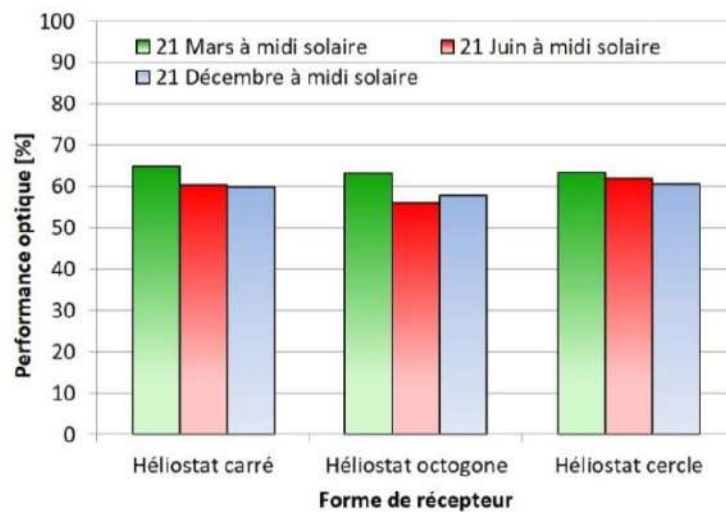


Figure 6.13. Effet de la forme de l'héliostat sur l'efficacité optique.

6.5. Conclusion

Dans ce chapitre, trois formes d'héliostats (carré, octogonal et circulaire) et trois formes de récepteurs solaires (cubique, trapézoïdal, parallélépipède rectangulaire) ont été simulés à l'aide de la méthode de lancer des rayons solaire utilisé par *TracePro@2013*, dans le but d'étudier l'effet de ces formes sur les performances optique d'un mini central solaire à tour.

Les résultats de la simulation de trois types d'héliostats montrent que la forme de l'héliostat influe sur la distribution de la densité des rayons solaire sur le récepteur, où on a observé que la forme carrée de l'héliostat effectuée une densité élevée et uniforme couvrant un pourcentage important de la paroi de récepteur par rapport aux deux autres formes d'héliostats. En outre, l'héliostat carré montre une efficacité légèrement élevée avec une valeur de 64.80% par rapport aux héliostats octogonal et circulaire qui ont respectivement une efficacité de 63.21% et 63.44%. Donc, on conclut que la forme de l'héliostat influe légèrement sur l'efficacité optique de la mini centrale solaire à tour de l'URAER Ghardaïa. Cette conclusion est valable pour le temps midi solaire des jours 21 Mars, 21 Juin et 21 Décembre.

Les résultats de la simulation de trois types d'absorbeur (récepteur) montrent que la plus grande quantité d'énergie est perdue par la forme cubique, tandis que la plus faible quantité d'énergie perdue est imputée à la forme parallélépipède rectangulaire. Concernant la répartition des rayons solaire, les cavités parallélépipède rectangulaire et trapézoïdales représentent le meilleur rayonnement uniformément réparti avec un minimum de zone de rayonnement zéro, contrairement à l'absorbeur de forme carré. La centrale solaire à tour avec un absorbeur parallélépipède rectangulaire a des rendements plus élevés de 64.80%, 60.43% et 59.89%, respectivement pour les jours du 21 mars, 21 juin et 21 septembre. La centrale solaire à tour avec un absorbeur trapézoïdal a également des rendements importants de 52.27%, 49.27% et 50.16%, respectivement pour les jours du 21 mars, 21 juin et 21 septembre.

CONCLUSION GENERALE

Le présent travail constitue une contribution à l'étude des systèmes de concentration solaire traitant de l'influence de la forme géométrique de la zone réfléchive des héliostats sur les charges de vent associées aux héliostats et sur les performances mécaniques et optiques des centrales solaires à tour et des héliostats. Ainsi que son impact sur le coût des héliostats.

Dans le premier chapitre, nous avons présenté en premier lieu le développement des centrales solaires à tour et leur principe de fonctionnement. Ensuite nous avons mentionné le développement des héliostats et un aperçu sur les héliostats en développement et commerciaux opérationnels à travers le monde.

Dans le deuxième chapitre et sur la base d'une recherche bibliographique, nous avons traité l'impact de quelques paramètres des héliostats sur les charges de vent. On a constaté que le rapport de forme des miroirs et la hauteur de pylône ont un effet sur les charges de vent. Cependant, l'écart entre les facettes de miroir n'a pas un impact important sur les charges de vent.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude expérimentale de l'effet de la forme géométrique des miroirs sur les charges aérodynamiques dans les essais en soufflerie. Les mesures des forces et des moments sont effectuées sur trois géométries: carrée, circulaire et octogonale. Les modèles héliostat sont testés en configuration autonome dans des conditions d'écoulement spatialement uniformes, laminaire et turbulentes. Les résultats montrent que dans les conditions d'écoulement à faible turbulence ($I_u = 1\%$), la forme du miroir a un impact négligeable sur les coefficients aérodynamiques moyens, tandis que la composante fluctuante des forces aérodynamiques est variable. Dans les conditions d'écoulement turbulent supérieur à 15%, la géométrie du miroir circulaire est avantageuse dans le cas spécifique d'un vent aligné avec une inclinaison du miroir de $\alpha = 45^\circ$. L'effet de la hauteur dans la configuration où le vent est perpendiculaire au miroir est limité à 5% pour la force de traînée mais il peut augmenter de 60% pour le moment d'élévation.

D'un point de vue purement aérodynamique, la géométrie circulaire est avantageuse pour réduire les charges moyennes et maximales de vent sur l'héliostat. Cette évaluation se limite à la configuration générique d'un héliostat incliné de $\alpha = 45^\circ$ et $\beta = 0^\circ$ dans un vent uniforme.

Le quatrième chapitre était réservé à l'étude numérique de l'impact de la forme des héliostats sur les charges de vent dans des conditions d'écoulement similaire à la couche limite atmosphérique. Les résultats montrent que la différence relative de tous les coefficients aérodynamiques de la géométrie carrée avec les deux géométries octogonale et circulaire est généralement inférieure à 10%. A l'exception le coefficient CMH_y , la différence relative va jusqu'à 20% pour les orientations où l'angle α inférieur à -30° . Donc, en ce qui concerne les composants de l'héliostat, les héliostats en forme circulaire sont avantageux pour le dimensionnement du tube de torsion et du moteur d'élévation.

Le cinquième chapitre, était consacré à l'étude mécanique et économique des héliostats de petites tailles et de différentes formes (carré, octogonale et circulaire). Cette étude nous a permis de choisir l'héliostat la plus adéquate pour le champ solaire du mini central solaire à tour 1TSC-DZ de l'URAER Ghardaïa. Nous avons commencé cette étude par la détermination de la déflexion admissible des héliostats, d'une façon que l'erreur de l'image des héliostats sur le récepteur ne dépasse pas 10% lors des vitesses maximales et moyennes du vent. Puis, nous avons utilisé les formules d'RDM et la simulation numérique sur *SolidWorks* pour dimensionner les trois héliostats. Enfin, nous avons effectué un calcul de coût de chaque héliostat. Les résultats montrent que les deux héliostats octogonal et circulaire sont moins chers que l'héliostat carré de 2.36% et 0.75%, respectivement. Nous concluons donc la forme géométrique des miroirs à une légère influence sur le coût des héliostats de petite taille.

Dans le but d'améliorer les performances optiques du mini central solaire à tour de l'URAER Ghardaïa, le sixième et dernier chapitre du manuscrit a été mené à l'étude de l'effet de trois formes d'héliostats (carré, octogone et cercle) et trois formes de récepteurs solaires (cubique, trapèze, parallélepède rectangle) sur l'efficacité de cette mini centrale solaire à tour. Pour les jours du solstice d'été (21 Juin), du solstice d'hiver (21 Décembre) et de l'équinoxe (21 Mars), la densité des rayons solaire sur le récepteur et le rendement optique de la mini centrale à tour ont été obtenue par une simulation numérique qui a effectué à l'aide du logiciel d'ingénierie optique *TracePro*. Les résultats montrent que la mini central solaire à tour avec des héliostats carrés a un rendement optique de valeur 64.80% qui est légèrement élevé par rapport aux centrales solaire à tour avec des héliostats de forme octogonale et circulaire qui ont un rendement 63.21% et 63.44%, respectivement. Donc, ces valeurs montrent que la forme des héliostats dans le champ solaire influe légèrement sur l'efficacité optique de la mini centrale à tour.

Concernant l'influence de la forme de récepteur, les résultats de la simulation montrent que la plus grande quantité d'énergie est perdue par la forme cubique, tandis que la plus faible quantité d'énergie perdue est imputée à la forme parallélépipède rectangle. Concernant la répartition du flux, les cavités parallélépipède rectangle et trapézoïdales représentent le meilleur flux uniformément réparti avec un minimum de zone avec flux zéro, contrairement au l'absorbeur de forme carré. La centrale solaire à tour avec un absorbeur rectangulaire parallélépipède a les rendements le plus élevés de 64.80%, 60.43% et 59.89%, respectivement pour les jours du 21 mars, 21 juin et 21 septembre. La centrale solaire à tour avec un absorbeur trapézoïdal a également des rendements important de 52.27%, 49.27% et 50.16%, respectivement pour les jours du 21 mars, 21 juin et 21 septembre.

REFERENCES

- [1] Farges, O., 2014. Conception optimale de centrales solaires à concentration: application aux centrales à tour et aux installations " beam down" (Doctoral dissertation, Ecole des Mines d'Albi-Carmaux).
- [2] Sieminski, A. and Administrator, U.S., 2016. Energy Information Administration. International Energy Outlook.
- [3] Ren21.,2016. Renewables 2016 global status report. 1-271. Available at: https://www.ren21.net/wpcontent/uploads/2019/05/REN21_GSR2016_FullReport_en_11.pdf [accessed 26.9.2019].
- [4] Devabhaktuni V., Alam M., Reddy D.S., Green R.C., Nims D., Near C.,2013. Solar energy: trends and enabling technologies. *Renew Sustain Energy Rev* 19, 555-564.
- [5] Palm, A., 2017. Peer effects in residential solar photovoltaics adoption—A mixed methods study of Swedish users. *Energy Research & Social Science*, 26, pp.1-10.
- [6] Zhang, Y., Smith, S.J., Kyle, G.P. and Stackhouse Jr, P.W., 2010. Modeling the potential for thermal concentrating solar power technologies. *Energy Policy*, 38(12), pp.7884-7897.
- [7] Bendjebbas, H., Abdellah-ElHadj, A. and Abbas, M., 2016. Full-scale, wind tunnel and CFD analysis methods of wind loads on heliostats: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 54, pp.452-472.
- [8] Kolb, G., Jones, S., Donnelly, M., Gorman, D., Thomas, R., Davenport, R. and Lumia, R., Heliostat Cost Reduction Study, Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, 2007. Report number SAND2007-3293..
- [9] Emes, M.J., Arjomandi, M. and Nathan, G.J., 2015. Effect of heliostat design wind speed on the levelised cost of electricity from concentrating solar thermal power tower plants. *Solar Energy*, 115, pp.441-451.
- [10] U.S. Energy Information Administration. International Energy Outlook 2016, < <http://www.eia.gov/outlooks/ieo/> > (accessed 26.9.2019).
- [11] International Energy Agency., 2014. Technology roadmap: solar thermal electricity. https://www.iea.org/publications/freepublications/publication/technologyroadmapsolarthermalelectricity_2014edition.pdf. (accessed 10 October 2019).
- [12] Behar, O., Khellaf, A. and Mohammedi, K., 2013. A review of studies on central receiver solar thermal power plants. *Renewable and sustainable energy reviews*, 23, pp.12-39.

- [13] Montes, M.J., Rovira, A., Martínez-Val, J.M. and Ramos, A., 2012. Proposal of a fluid flow layout to improve the heat transfer in the active absorber surface of solar central cavity receivers. *Applied Thermal Engineering*, 35, pp.220-232.
- [14] Thirumalai, N.C., Ramaswamy, M.A., Srilakshmi, G., Badri, V.V. and Rao, S., 2014. Global review of solar tower technology. Center for Study of Science, Technology and Policy (CSTEP).
- [15] Oriol Planas, Cycle de Rankine, 2019. < <https://lenergie-solaire.net/thermodynamique/cycles-thermodynamiques/cycle-rankine> > (accessed 01.12.2020).
- [16] Stefano O., ENGINSOFT S.p.A., 2014. D4.8 Selected Solar-to-heat/Solar-to-electricity concept, Solar To Hydrogen Hybrid Cycles.
- [17] Ho, C.K., Sims, C.A. and Christian, J.M., 2015. Evaluation of glare at the Ivanpah solar electric generating system. *Energy Procedia*, 69, pp.1296-1305.
- [18] Concentrated Solar Power: Dubai Reveals Plan for the World's Largest System. < <https://www.inverse.com/article/54581-concentrated-solar-power-dubai-could-host-the-world-s-largest-system> > (accessed 28.10.2019).
- [19] Mills, D., 2004. Advances in solar thermal electricity technology. *Solar energy*, 76(1-3), pp.19-31.
- [20] Newsletter of the solar energy programm of the European communities, Directorate-General XII for Research, Science and Education, October 1980.
- [21] NREL, Concentrating Solar Power Projects < <https://solarpaces.nrel.gov/by-technology/power-tower>> (accessed 15.10.2019).
- [22] Keck, T., Balz, M., Göcke, V., von Reeken, F., Gross, F., Landman, W., Collado, J., Salas, J., Gracia, J., Iriondo, J. and Eizaguirre, I., 2019, July. Hami–The first Stellio solar field. In AIP Conference proceedings (Vol. 2126, No. 1, p. 030029). AIP Publishing LLC.
- [23] INGEMETAL SOLAR. The first solar thermal power plant in Xinjiang <<https://ingemetalsolar.com/solar-thermal-power-plant-in-xinjiang/>> (accessed 07.12.2020).
- [24] NREL., 2012. System Advisor Model (SAM) Case Study: Gemasolar.
- [25] Moroccan Agency for Solar Energy. 2017, Case study: Masen Noor Ouarzazate solar complex < http://cmimarseille.org/menacspkip/wp-content/uploads/2017/08/Youssef_Stitou_MENA_CSP_KIP_Jordan_Workshop_25_July_2017.pdf > (accessed 15.10.2019).
- [26] Chinese firm helps build world's largest concentrated solar power complex in Morocco's desert < <http://helioscsp.com/chinese-firm-helps-build-worlds-largest-concentrated-solar-power-complex-in-moroccos-desert/> > (accessed 15.10.2019).

- [27] Noor Ouarzazate III central receiver concentrated solar power plant with storage completes its reliability test < <http://helioscsp.com/noor-ouarzazate-iii-central-receiver-concentrated-solar-power-plant-with-storage-completes-its-reliability-test/> > (accessed 15.10.2019).
- [28] Karl-Heinz F., Robert P.P., Bernhard H., The Jülich Solar Power Tower. German Aerospace Center and Institute of Solar Research < https://www.dlr.de/sf/en/Portaldata/73/Resources/dokumente/grossanlagen/juelich/Juelich_Solar_Power_Tower-EN.pdf > (accessed 21.10.2019).
- [29] Osuna, R., Olavarria, R., Morillo, R., Sánchez, M., Cantero, F., Fernández-Quero, V., Robles, P., López, T., Esteban, A., Céron, F. and Talegón, J., 2006, June. PS10, Construction of a 11MW solar thermal tower plant in Seville, Spain. In Proc. 13th IEA SolarPACES Symp. (pp. A4-S3).
- [30] Xu, E., Yu, Q., Wang, Z. and Yang, C., 2011. Modeling and simulation of 1 MW DAHAN solar thermal power tower plant. *Renewable Energy*, 36(2), pp.848-857.
- [31] Gama A., Yettou F., Khelifi R., Belaid A.F., Arrif T., Merarda H., Bezza B., Bedaouche F., Realization of the first mini solar concentrating tower in Algeria (1TSC-DZ). <<http://uraer.cder.dz/nouveautes/minitour.html> > (accessed 08.12.2020).
- [32] Kolb, G.J., Ho, C.K., Mancini, T.R. and Gary, J.A., 2011. Power tower technology roadmap and cost reduction plan. SAND2011-2419, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, 7, pp.1-20.
- [33] Mancini, T.R., 2000. Catalog of solar heliostats. IEA SolarPACES Report, 3(1), p.00.
- [34] Sun, H., Gong, B. and Yao, Q., 2014. A review of wind loads on heliostats and trough collectors. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 32, pp.206-221.
- [35] Noone, C.J., Torrilhon, M. and Mitsos, A., 2012. Heliostat field optimization: A new computationally efficient model and biomimetic layout. *Solar Energy*, 86(2), pp.792-803.
- [36] Pfahl, A., Coventry, J., Röger, M., Wolfertstetter, F., Vásquez-Arango, J.F., Gross, F., Arjomandi, M., Schwarzbözl, P., Geiger, M. and Liedke, P., 2017. Progress in heliostat development. *Solar Energy*, 152, pp.3-37.
- [37] Coventry, J., Campbell, J., Xue, Y.P., Hall, C., Kim, J.S., Pye, J., Burgess, G., Lewis, D., Nathan, G., Arjomandi, M. and Stein, W., 2016. Heliostat cost down scoping study-final report.
- [38] Teufel, E., Buck, R., Pfahl, A., Böing, G. and Kunert, J., 2008. Dimensioning of heliostat components under wind and gravity load: the map approach. In Conference Proceedings.
- [39] Cordes, S., Prosinecki, T.C. and Wiegardt, K., 2012. An approach to competitive heliostat fields. In 18th annual SolarPACES symposium.
- [40] Industrial production_Annual Report 2012_ABENGOA < <http://www.abengoa.com/export/sites/>

- abengoa_corp/resources/pdf/en/gobierno_corporativo/informes_anuales/2012/2012_Volume1_AR_8.pdf > (accessed January 2018).
- [41] SENER, Central receiver plant NOORo III < <http://www.poweroilandgas.sener/projects/central-receiver-plant-nooro-iii> > (accessed February 2018).
- [42] Schramek, P., Mills, D.R., Stein, W. and Le Lièvre, P., 2009. Design of the heliostat field of the CSIRO solar tower.
- [43] Ricklin, P., Slack, M., Rogers, D. and Huibregtse, R., 2014. Commercial readiness of eSolar next generation heliostat. *Energy Procedia*, 49, pp.201-208.
- [44] schlaich bergemann partner, 2015. < <https://www.sbp.de/en/themes/stellio-heliostat-the-state-of-the-art-concentrating-solar-power-csp/> >, (accessed February 2018).
- [45] Freeman, J., Shankar, B. and Sundaram, G., 2017, June. Inverse kinematics of a dual linear actuator pitch/roll heliostat. In *AIP Conference Proceedings* (Vol. 1850, No. 1, p. 030018). AIP Publishing LLC.
- [46] Balz, M., Göcke, V., Keck, T., von Reeken, F., Weinrebe, G. and Wöhrbach, M., 2016, May. Stellio—development, construction and testing of a smart heliostat. In *AIP conference proceedings* (Vol. 1734, No. 1, p. 020002). AIP Publishing LLC.
- [47] Pfahl, A., 2014. Survey of heliostat concepts for cost reduction. *Journal of Solar Energy Engineering*, 136(1).
- [48] Kutscher, C., 2013. Low-cost heliostat for modular systems. *Sunshot CSP program review*.
- [49] Bender, W., Chalifoux, B. and Schneider, D., 2011. Suspension heliostat material efficiency. In *2011 annual SolarPACES symposium*.
- [50] Gretz, J., Strub, A.S. and Skinrod, A. eds., 2013. *Thermo-Mechanical Solar Power Plants: Proceedings of the Second International Workshop on the Design, Construction and Operation of Solar Central Receiver Projects*, Varese, Italy, 4–8 June, 1984 (Vol. 2). Springer Science & Business Media.
- [51] Lovegrove, K. and Stein, W. eds., 2012. *Concentrating solar power technology: principles, developments and applications*.
- [52] Björkman, N., 2014. *Heliostat design*.
- [53] Dorvlo, A.S., 2002. Estimating wind speed distribution. *Energy Conversion and Management*, 43(17), pp.2311-2318.
- [54] Peterka, J.A. and Derickson, R.G., 1992. Wind load design methods for ground-based heliostats and parabolic dish collectors (No. SAND-92-7009). Sandia National Lab.(SNL-NM), Albuquerque, NM (United States).
- [55] Pfahl, A., Buselmeier, M. and Zschke, M., 2011. Wind loads on heliostats and photovoltaic trackers of various aspect ratios. *Solar Energy*, 85(9), pp.2185-2201.

- [56] Wu, Z., Gong, B., Wang, Z., Li, Z. and Zang, C., 2010. An experimental and numerical study of the gap effect on wind load on heliostat. *Renewable Energy*, 35(4), pp.797-806.
- [57] Peterka, J.A., Tan, L., Bienkiewicz, B. and Cermak, J.E., 1987. Mean and peak wind load reduction on heliostats (No. SERI/STR-253-3212). Colorado State Univ., Fort Collins (USA).
- [58] Scruton, C., 1981. *An Introduction To Wind Effects On Structures*. Oxford University Press.
- [59] Gong, B., Wang, Z., Li, Z., Zhang, J. and Fu, X., 2012. Field measurements of boundary layer wind characteristics and wind loads of a parabolic trough solar collector. *Solar energy*, 86(6), pp.1880-1898.
- [60] HE54 heliostat <<http://www.poweroilandgas.sener/project/he54-heliostat>> (accessed January 2020).
- [61] Pfahl A, Buselmeier M., 2011. Determination of wind loads on heliostats. In: *Proceedings of the 17th international solar PACES symposium*. Perpignan, Granada.
- [62] Mammar, M., Djouimaa, S., Gärtner, U. and Hamidat, A., 2018. Wind loads on heliostats of various column heights: An experimental study. *Energy*, 143, pp.867-880.
- [63] Peterka J. A, Bienkiewicz B, Hosoya N, Cermak J. E, 1987. Heliostat mean wind load reduction. *Energy* 12, 261-267.
- [64] NBN EN 1991-1-4 ABN., 2010. Eurocode 1: Actions on structures Part 1-4: General actions-Wind actions, National Annex.
- [65] Chu, C.R. and Tsao, S.J., 2018. Aerodynamic loading of solar trackers on flat-roofed buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 175, pp.202-212.
- [66] Abiola-Ogedengbe, A., Hangan, H. and Siddiqui, K., 2015. Experimental investigation of wind effects on a standalone photovoltaic (PV) module. *Renewable Energy*, 78, pp.657-665.
- [67] Emes, M.J., Jafari, A., Ghanadi, F. and Arjomandi, M., 2019. Hinge and overturning moments due to unsteady heliostat pressure distributions in a turbulent atmospheric boundary layer. *Solar Energy*, 193, pp.604-617.
- [68] Aly, A.M. and Bitsuamlak, G., 2013. Aerodynamics of ground-mounted solar panels: test model scale effects. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 123, pp.250-260.
- [69] J. C. Lerner and U. Boldes., 2012. *Bluff Body Aerodynamics and Wake Control*. book: *Applied Aerodynamics*, InTech, Chap 4: 63-78.
- [70] Peterka, J.A., Tan, Z., Cermak, J.E. and Bienkiewicz, B., 1989. Mean and peak wind loads on heliostats.

- [71] Ortiz, X., Rival, D. and Wood, D., 2015. Forces and moments on flat plates of small aspect ratio with application to PV wind loads and small wind turbine blades. *Energies*, 8(4), pp.2438-2453.
- [72] Cermak, J.E., Peterka, J.A. and Kareem, A., 1978. Heliostat field-array wind-tunnel test. Report No. CER78-79JEC-JAP-AK2 (No. DOE/ET/20417-3). Colorado State Univ., Fort Collins (USA).
- [73] Vita, G., Hemida, H., Andrienne, T. and Baniotopoulos, C.C., 2018. Generating atmospheric turbulence using passive grids in an expansion test section of a wind tunnel. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 178, pp.91-104.
- [74] Dyrbye, C. and Hansen, S.O., 1997. Wind loads on structures.
- [75] Sobachkin, A. and Dumnov, G., 2013, June. Numerical basis of CAD-embedded CFD. In *NAFEMS World Congress* (Vol. 2013, pp. 1-20).
- [76] Jonuskaite, A., 2017. Flow simulation with SolidWorks. Arcada University of Applied Sciences.
- [77] Lam, C, K, G. and Bremhorst, K, A., 1981. Modified Form of Model for Predicting Wall Turbulence, *ASME Journal of Fluids Engineering*, Vol.103, 456-460.
- [78] NASA Ames Fluid Mechanic Laboratory., 2011. Heliostat Wind Tunnel Experiments.
- [79] Pfahl, A. and Uhlemann, H., 2011. Wind loads on heliostats and photovoltaic trackers at various Reynolds numbers. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 99(9), pp.964-968.
- [80] Hachicha, A.A., Rodríguez, I., Castro, J. and Oliva, A., 2013. Numerical simulation of wind flow around a parabolic trough solar collector. *Applied energy*, 107, pp.426-437.
- [81] PITZ-PAAL, Robert, DERSCH, Jürgen, MILOW, B., et al. ECOSTAR: European Concentrated Solar Thermal Road-Mapping. Deutsches Zentrum für Luft-und Raumfahrt, 2004.
- [82] MICHEL, Capderou. Atlas solaire de l'Algérie Tome 2, Aspect énergétique. 1985.
- [83] Kumar, M. and Saini, R.P., 2018, October. Energy and exergy analysis for heliostat based solar thermal power plant. In *2018 2nd IEEE International Conference on Power Electronics, Intelligent Control and Energy Systems (ICPEICES)* (pp. 120-126). IEEE.
- [84] ARRIF, T., 2019. Étude numérique d'un récepteur solaire pour des systèmes avec effet de concentration (Doctoral dissertation, Université Mohamed Khider–Biskra).
- [85] Py, X., Azoumah, Y. and Olives, R., 2013. Concentrated solar power: Current technologies, major innovative issues and applicability to West African countries. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 18, pp.306-315.

- [86] IRENA International Renewable Energy Agency., 2012, June. Solar Photovoltaics. Renewable energy technologies: COST ANALYSIS SERIES, Volume 1: power sector issue 2/5.
- [87] Stambouli, A.B. and Koinuma, H., 2012. A primary study on a long-term vision and strategy for the realisation and the development of the Sahara Solar Breeder project in Algeria. *Renewable and sustainable energy reviews*, 16(1), pp.591-598.
- [88] Gairaa, K., Khellaf, A., Benkacilai, S. and Guermoui, M., 2017. Solar radiation measurements in Algeria: case of Ghardaïa station as member of the enerMENA meteorological network. *Energy Procedia*, 141, pp.50-54.
- [89] Gama, A., Yettou, F., Malek, A. and Panwar, N.L., 2018. Generation of solar irradiation maps for various applications under Algerian clear-sky conditions. *International Journal of Ambient Energy*, 39(3), pp.243-256.
- [90] Wang, K., He, Y.L., Qiu, Y. and Zhang, Y., 2016. A novel integrated simulation approach couples MCRT and Gebhart methods to simulate solar radiation transfer in a solar power tower system with a cavity receiver. *Renewable Energy*, 89, pp.93-107.
- [91] Li, L., Coventry, J., Bader, R., Pye, J. and Lipiński, W., 2016. Optics of solar central receiver systems: a review. *Optics express*, 24(14), pp.A985-A1007.
- [92] Farges, O., 2014. Conception optimale de centrales solaires à concentration: application aux centrales à tour et aux installations " beam down " (Doctoral dissertation, Ecole des Mines d'Albi-Carmaux).

Résumé : L'un des principaux défis des centrales solaire à tour est la réduction du coût de champ héliostatique. La conception optimale, la sélection des pièces appropriées et les dimensions adaptées permettent une réduction significative du coût des héliostats. L'objectif de la présente thèse est d'étudier l'influence de la forme des héliostats de petites tailles sur les charges de vent, sur le coût des héliostats et sur l'efficacité d'une centrale solaire à tour. En outre, l'influence de la forme de récepteur sur l'efficacité d'une centrale solaire à tour a également été étudiée. Les résultats montrent que la forme géométrique de la zone réfléchive des héliostats de petite taille a léger impact sur les charges de vent, le coût des héliostats et l'efficacité optique des centrales solaires à tour. Alors que la forme de récepteur a une influence importante sur le rendement optique des centrales solaires à tour.

Mots clés : Centrale solaire à tour, Héliostats, charges de vent, distribution de flux solaire sur le récepteur, coût des héliostats, Effet de la forme d'héliostat.

Abstract: One of the main challenges of solar tower power plants is reducing the cost of the field heliostats. Optimal design, selection of the right parts and the right dimensions allow a significant reduction in the cost of the heliostats. The objective of this thesis is to study the influence of the shape of small heliostats on wind loads, on the cost of heliostats and on the efficiency of a solar power tower plant. In addition, the influence of the receiver shape on the efficiency of a tower solar power plant was also investigated. The results show that the geometric shape of the reflective area of small heliostats has a slight impact on wind loads, the cost of the heliostats and the optical efficiency of solar power tower plants. While the shape of the receiver has an important influence on the optical efficiency of solar power tower plants.

Keywords: Solar power tower plant, Heliostats, wind loads, solar flux distribution on the receiver, cost of the heliostats, Heliostat shape effect.

ملخص: أحد التحديات الرئيسية لمحطات توليد الطاقة بالأبراج الشمسية هو تقليل تكلفة المجال الشمسي. يسمح التصميم الأمثل واختيار الأجزاء المناسبة والأبعاد الصحيحة بتخفيض كبير في تكلفة الهيليوستات. الهدف من هذه الأطروحة هو دراسة تأثير شكل الهندسي للهيليوستات الصغيرة على أحمال الرياح ، وتكلفتها وكفاءة محطة الطاقة الشمسية البرجية. بالإضافة إلى ذلك ، تم التحقق أيضاً في تأثير شكل الهندسي للمستقبل الحراري على كفاءة محطة الطاقة الشمسية البرجية. أظهرت النتائج أن الشكل الهندسي للمنطقة العاكسة للمظلات الشمسية الصغيرة له تأثير طفيف على أحمال الرياح وتكلفة الهيليوستات والكفاءة الضوئية لمحطات الأبراج الشمسية. بينما ، فإن شكل المستقبل الحراري له تأثير مهم على الكفاءة البصرية لمحطات الطاقة الشمسية البرجية.

الكلمات المفتاحية: محطة برج الطاقة الشمسية ، هيليوستات ، أحمال الرياح ، توزيع التدفق الشمسي على المستقبل الحراري، تكلفة الهيليوستات، تأثير شكل الهيليوستات.