



Università degli Studi di Firenze

SCUOLA DI DOTTORATO IN INGEGNERIA INDUSTRIALE

**DOTTORATO IN ENERGETICA E
TECNOLOGIE INDUSTRIALI INNOVATIVE**

CICLO XXIV

**PROGETTAZIONE MECCANICA DI SISTEMI SOLARI A
CONCENTRAZIONE**

Il candidato:

Matteo Messeri

Il Tutor:

Prof. Ing. Maurizio De Lucia

Co-Tutor:

Ing. Franco Francini

Il Coordinatore

(Prof. Ing. Maurizio De Lucia)

Firenze, Gennaio 2012

Dedica

Alla mia famiglia

Ringrazio infinitamente il Professore Ing. Maurizio De Lucia, tutor e coordinatore della Scuola di Dottorato, per la professionalità e la competenza e per aver fornito l'opportunità di acquisire capacità in un ambito così importante ed interessante.

Un ringraziamento a tutti i docenti del Dipartimento di Energetica, fondamentali per le loro competenze e pareri tecnici, ed il Collegio Docenti.

Ringrazio il co-tutor Dott. Ing. Franco Francini, Istituto Nazionale di Ottica INO, per il rilevante contributo che ha fornito ai progetti citati in questo lavoro e la sua grandissima esperienza in ambito di ottica e tecnologie solari.

Un grandissimo ringraziamento a tutti i colleghi ed amici del laboratorio Sensori e Misure sulle Macchine, Nicola De Leo, Gabriele Chiani, Davide Fissi, Giacomo Pierucci, Francesco Bellini, Paolo Giovannetti e Telemaco Marcucci.

Un particolare ringraziamento agli ingegneri Christian P. Mengoni e Stefano Toccafondi per la loro grande esperienza tecnica, disponibilità e per gli importanti contributi forniti.

Ringrazio infine tutti coloro che hanno sostenuto e preso parte alla concretizzazione degli obiettivi fissati nei numerosi progetti di cui il team di ricerca ha preso parte, e che quindi hanno fornito elementi in sostegno alla stesura di questa trattazione.

Infine ringrazio tutti i miei amici più cari (Francesco, Lorenzo, Nicola, Alessio...), ma soprattutto Costanza Gristina, una persona indispensabile per la mia vita.

Sommario

Elenco delle Figure.....	5
Elenco delle Tabelle	15
Glossario	17
Introduzione	19
1 - Stato dell'arte e generalità sui CSP	21
1.1 - Classificazione dei sistemi solari a concentrazione.....	22
1.2 - Movimento del sole e sistemi di inseguimento.	27
1.3 - Trend tecnologici.....	32
1.4 - I PTC: Stato dell'arte ed evoluzioni attese	34
1.5 - Problematiche	37
1.5.1 - Il rapporto di concentrazione: principi e limiti nei sistemi CSP	37

1.5.2 -	Grandezze fondamentali e perdite in un PTC....	41
1.6 -	Obbiettivi.....	49
2 -	Azioni aerodinamiche su un profilo parabolico di un PTC	53
2.1 -	Aerodinamica delle strutture	59
2.2 -	Profilo di velocità del vento	68
2.3 -	Lo stato dell'arte	73
2.3.1 -	Analisi sperimentale	73
2.4 -	Descrizione dell'attività	82
2.4.1 -	Considerazioni preliminari.....	82
2.4.2 -	Codice di calcolo utilizzato	85
2.4.3 -	La mesh creata per la simulazione bidimensionale	89
2.5 -	Risultati.....	95
2.5.1 -	Le forze aerodinamiche agenti sul concentratore	96

2.5.2 -	Confronto con le pubblicazioni di riferimento...	100
2.5.3 -	Confronto tra geometrie a parità di corda.....	108
3 -	Sistema di tracking innovativo	121
3.1 -	Requisiti del sistema	123
3.2 -	Progettazione del sistema di tracking altazimutale	125
3.2.1 -	Moto azimutale.....	127
3.2.2 -	Moto di elevazione.....	128
3.3 -	Verifiche strutturali.....	146
3.4 -	Test.....	153
4 -	Misure ottiche mediante un Profilometro	157
4.1 -	Sistemi di verifica di un profilo	157
4.1.1 -	Misure dirette	157
4.1.2 -	Misure indirette	158
4.2 -	Realizzazione del profilometro	161

4.2.1 -	Struttura.....	161
4.2.2 -	Strumentazione adottata	167
4.2.3 -	Posizionamento del riflettore parabolico	168
4.2.4 -	Posizionamento del target.....	170
4.3 -	Raccolta ed elaborazione dei dati	172
4.3.1 -	Raccolta dati.....	172
4.3.2 -	Lettura delle immagini	174
4.3.3 -	Ricostruzione del profilo	177
4.3.4 -	Slope error.....	183
4.3.5 -	Rapporto di concentrazione	188
4.3.6 -	Propagazione dell'errore	192
Conclusioni		199
Bibliografia		203

Elenco delle Figure

Figura 1-1 Schema di principio di un impianto solare a concentrazione.....	21
Figura 1-2 Tipi di collettori a concentrazione.	26
Figura 1-3 Percorso apparente del Sole.	27
Figura 1-4 Variazione annuale della declinazione solare.	28
Figura 1-5 Tipologie di inseguimento.	31
Figura 1-6 Ripartizione per tecnologia degli impianti solari termodinamici installati.....	34
Figura 1-7 Configurazione ideale di un concentratore parabolico lineare.	38
Figura 1-8 Dipendenza di f/d rispetto all'angolo di rim.	40
Figura 1-9 Beam quality.	41
Figura 1-10 Rapporto di concentrazione e angolo di accettazione di un PTC.....	43
Figura 1-11 Perdite ottiche in un PTC.....	45

Figura 1-12 Perdite geometriche all'estremità di un PTC.	47
Figura 2-1 Schema reazione di una struttura al carico aerodinamico.	56
Figura 2-2 Caratterizzazione del vento (cicli/ora).	56
Figura 2-3 Strato limite atmosferico ed atmosfera indisturbata.	57
Figura 2-4 Sistema di riferimento utilizzato.	60
Figura 2-5 Schematizzazione bidimensionale del concentratore parabolico.	62
Figura 2-6 Divergenza torsionale.	67
Figura 2-7 Profili di velocità su terreno a seconda della ruvidezza.	70
Figura 2-8 Modifica del flusso da parte di un ostacolo.	71
Figura 2-9 Definizione del sistema di coordinate per la galleria del vento.	75
Figura 2-10 Sistema di riferimento utilizzato.	82
Figura 2-11 Dominio di calcolo e dettaglio sezione parabolica di geometria 1.	85

Figura 2-12 Mesh realizzata per la Geometria 1 con inclinazione 90° e velocità 28 m/s.....	90
Figura 2-13 Dettaglio mesh su parabola.	91
Figura 2-14 Dettaglio della meshatura su uno spigolo.....	92
Figura 2-15 Distribuzione dell' y^+ sulla superficie.	93
Figura 2-16 Distribuzione del parametro y^+ sugli spigoli del concentratore esposto ad un vento di 28 m/s.....	95
Figura 2-17 Andamento dei coefficienti di Lift, Drag e Torque al variare della angolazione del concentratore.	97
Figura 2-18 Visualizzazione del flusso e del campo di pressione calcolato, per la Geometria 1 a -135°.	99
Figura 2-19 Grafico dei coefficienti di forma fornito in [11]. ...	100
Figura 2-20 Coefficienti di forma per le geometrie 1 e 4.	101
Figura 2-21 Coefficienti di forma per le geometrie 1 e 3.	102
Figura 2-22 Configurazione usata in Errore. L'origine riferimento non è stata trovata. per la misurazione delle azioni su un collettore isolato.	103

Figura 2-23 Schiera di collettori utilizzata in [2]. Si nota, di colore rosso, un modellino di collettore utilizzato per la misurazione del momento.	104
Figura 2-24 Coefficienti di forma delle geometrie simulate (1 e 3).	105
Figura 2-25 Coefficienti di forma delle geometrie simulate(2 e 4).	106
Figura 2-26 Andamento dei coefficienti di forma tratto da [2], per un collettore isolato.	107
Figura 2-27 Andamento del coefficiente di drag con l'angolo di inclinazione, al variare della geometria.	108
Figura 2-28 Campi di moto a confronto: geometria 2 e 3 a 180° di inclinazione.	109
Figura 2-29 Flusso attorno alla geometria (<i>pitch</i> = 180°).	109
Figura 2-30 Confronto tra i flussi attorno alle geometrie 2 e 3, per inclinazione di 90°	110
Figura 2-31 Differenza percentuale tra i coefficienti di <i>drag</i> al variare dell'angolo di inclinazione.	111

Figura 2-32 Flusso attorno alle sezioni con geometrie 2 e 3, con angolo di inclinazione di 270° 111

Figura 2-33 Andamento del coefficiente di *lift* con l'angolo di inclinazione, al variare della geometria..... 112

Figura 2-34 Flussi per angoli di -30° , attorno alla geometria 2 e 3. 114

Figura 2-35 Flussi per angoli di -140° , attorno alla geometria 2 e 3. 114

Figura 2-36 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di 180° .115

Figura 2-37 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di -7° .. 116

Figura 2-38 Differenza percentuale tra i coefficienti di *lift* al variare dell'angolo di inclinazione. 117

Figura 2-39 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di 15° . 118

Figura 2-40 Andamento del coefficiente di *torque* al variare della geometria. 118

Figura 2-41 Differenza percentuale tra i coefficienti di <i>torque</i> al variare dell'angolo di inclinazione.	119
Figura 3-1 Simulazione dei raggi riflessi sul PV, a concentrazione perfetta [a]; con un angolo di elevazione con un errore di 0,5° [b].	122
Figura 3-2 Metodo iterativo.....	124
Figura 3-3 Sistema altazimutale.	126
Figura 3-4 Parametri caratteristici.....	131
Figura 3-5 Andamento delle velocità del sole (elevazione ed azimut), 21 Giugno, Firenze.....	133
Figura 3-6 Supporto motorizzazione.	143
Figura 3-7 Tracking completo.....	145
Figura 3-8 Tracking assemblato.	145
Figura 3-9 Installazione del tracking.....	146
Figura 3-10 Ottimizzazione di forma ruota dentata.	147
Figura 3-11 Simulazione motorizzazione completa (45°, 28 m/s).....	150

Figura 3-12 Particolare albero centrale.	151
Figura 3-13 Massima tensione calcolata.....	152
Figura 3-14 Sensore e velocità Azimuth.	155
Figura 3-15 Sensore e velocità Elevazione.....	155
Figura 3-16 Segnali del sensore e velocità (in volt) per l'elevazione durante il periodo di prova.	156
Figura 3-17 Coppie di valori angoli elevazione-azimut.	156
Figura 4-1 Metodo Γ	158
Figura 4-2 Profilo ideale a) e difettato b).....	159
Figura 4-3 Metodo di riscontro con Profilometro.	160
Figura 4-4 Profilo difettato.	160
Figura 4-5 Sezione del profilato commerciale.	162
Figura 4-6 Base del carrello.	163
Figura 4-7 Montanti laterali.....	163
Figura 4-8 Inserimento delle traverse e del montante centrale.	165

Figura 4-9 Blocco target ed acquisizione dati.....	165
Figura 4-10 Sede del laser e relativo sostegno.	166
Figura 4-11 Profilometro.	166
Figura 4-12 Laser a diodo.....	167
Figura 4-13 Target.	168
Figura 4-14 Riferimenti in alluminio.	169
Figura 4-15 Ruote di bloccaggio.....	169
Figura 4-16 Posizionamento del target.....	170
Figura 4-17 Sistema di riferimento.....	171
Figura 4-18 Scansione delle corde.....	173
Figura 4-19 Scostamento spot dalla linea del fuoco.	174
Figura 4-20 Scostamento in mm dal fuoco.	176
Figura 4-21 Profilo matematico dello specchio parabolico.	177
Figura 4-22 Rappresentazione del metodo iterativo.	179
Figura 4-23 Profilo parabolico ideale.	179

Figura 4-24 Difetti del profilo reale.	182
Figura 4-25 Slope error.	183
Figura 4-26 Rappresentazione angolo β di slope.	184
Figura 4-27 Valori dell'angolo di slope.	185
Figura 4-28 Confronto difetto - angolo di slope.	186
Figura 4-29 Rapporto di concentrazione.	190
Figura 4-30 Errore massimo sul rapporto di concentrazione.	197

Elenco delle Tabelle

Tabella 1-1 Classificazione sistemi a concentrazione.....	26
Tabella 1-2 Confronto fra diverse tipologie di tracking.....	32
Tabella 2-1 Categorie e parametri del terreno.	72
Tabella 2-2 Geometrie oggetto di indagine.	84
Tabella 2-3 Residui impostati per la convergenza.	88
Tabella 2-4 Forze e coefficienti aerodinamici.....	96
Tabella 3-1 Proporzionamento ruota dentata.....	132
Tabella 3-2 Proporzionamento rotismo.	138
Tabella 3-3 Proporzionamento pignone.	138
Tabella 3-4 Fattore di Lewis.	139
Tabella 3-5 Dimensionamento ruota dentata.	140
Tabella 3-6 Dimensionamento pignone.	140
Tabella 3-7 Verifica con teoria di Hertz.	141

Tabella 3-8 Caratteristiche meccaniche cilindro in alluminio alveolare estruso.	144
Tabella 4-1 Corde esaminate	187
Tabella 4-2 Rapporti di concentrazione.	192

Glossario

AISI	American Iron and Steel Institute
Cad	Computer Aided Design
CSP	Concentrating Solar Power
DIN	Deutsches Institut für Normung
DNI	Direct Normal Irradiation
Drag	Resistenza aerodinamica
EN	Norma Europea
FEA	Finite Element Analysis
FEM	Finite Element Method
FV	Fotovoltaico
IPE	Travi ad ali parallele
ISO	International Standard Organization (Norma Internazionale)
INO	National Institute for Applied Optics

Lift	Portanza aerodinamica
Mtep	Tonnellate di petrolio equivalente, unità di misura dell'energia indicata anche come toe, dall'acronimo inglese tonne of oil equivalent, introdotta per facilitare il confronto tra le varie fonti energetiche ed il petrolio.
PV	Photovoltaic
SCE	Southern California Edison
UNI	Ente Nazionale Italiano di Unificazione (Norma Nazionale)

Introduzione

Il lavoro di ricerca nasce dalla necessità di rispondere alle esigenze legate alla progettazione strutturale dei sistemi solari a concentrazione (PTC).

Questi sistemi sono apparati complessi, dotati di strutture mobili e sistemi di inseguimento. L'evoluzione di questi sistemi porta i progettisti a studiare telai sempre più leggeri, caratterizzati da un basso costo di realizzazione e da una maggior facilità di assemblaggio. Parallelamente a questo vi è la necessità di aumentare le prestazioni del sistema, incrementando il rendimento di captazione totale; è fondamentale avere quindi sistemi di tracking ed ottiche di riflessione sempre più performanti.

Il primo aspetto considerato è stato il calcolo delle azioni del vento su profili parabolici; a tale scopo è stato messo a punto, tramite l'utilizzo della CFD, uno strumento per il calcolo del campo di pressione agente sui collettori. Sono state considerate valutate geometrie eseguendo simulazioni per due velocità del vento, 14 (funzionamento) e 28m/s (resistenza meccanica). Tramite queste è possibile anche valutare la migliore posizione di riposo per i collettori durante le fasi di non funzionamento dell'impianto.

La precisione di puntamento è importante per tutti i sistemi solari, che presuppongano la concentrazione solare. Il rendimento ottico del collettore sarà difatti tanto maggiore quanto più preciso è il sistema di tracking solare.

Per rispondere a questa esigenza è stato sviluppato, all'interno del progetto CESARE, la meccanica di un inseguitore biassiale innovativo, caratterizzato da un'elevata precisione di puntamento, la possibilità di un tracking continuo e facilità di montaggio. I primi due aspetti hanno portato alla realizzazione di un prototipo di inseguitore alt-azimutale, caratterizzato dall'utilizzo, per il movimento azimutale di una ralla motorizzata, mentre per il moto di elevazione, di due pignoni che ingranano su ruote dentate di grande diametro. La precisione angolare è garantita dal fatto che l'ingranamento avviene lontano dall'asse di rotazione, limitando così i giochi di accoppiamento.

Sempre all'interno del progetto CESARE era nata la necessità di valutare e misurare le performance delle ottiche di concentrazione. Allo scopo è stato progettato un profilometro ad hoc, utilizzabile anche all'esterno, per il controllo dimensionale pannelli riflettenti autoportanti parabolici. Si tratta principalmente di un sistema ottico, basato sul principio della triangolazione; attraverso l'invio di un raggio laser sulla superficie riflettente, questa a sua volta riflette il raggio verso un target. Attraverso l'acquisizione delle immagini sul target è possibile valutare l'ottica di concentrazione.

1 - Stato dell'arte e generalità sui CSP

L'obiettivo degli impianti solari a concentrazione (Figura 1-1) è quello di utilizzare l'energia solare per produrre calore ad alta temperatura in sostituzione dei tradizionali combustibili fossili; il calore così prodotto può essere impiegato in vari processi industriali o nella produzione di energia elettrica, riducendo il consumo di combustibili fossili ed eliminando le emissioni di inquinanti nell'atmosfera.

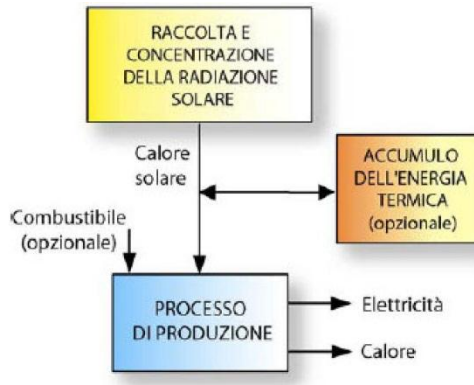


Figura 1-1 Schema di principio di un impianto solare a concentrazione.

Per ovviare alla variabilità della sorgente solare il calore può essere accumulato durante il giorno rendendo il sistema più flessibile e rispondente alle esigenze dei processi produttivi.

In alternativa si può ricorrere all'integrazione con combustibili fossili o rinnovabili quali olio, gas e biomasse.

Gli impianti solari possono utilizzare diverse tecnologie per la concentrazione della radiazione solare, in ogni caso in essi è possibile identificare le seguenti fasi:

- raccolta e concentrazione della radiazione solare;
- conversione della radiazione solare in energia termica;
- trasporto ed eventuale accumulo dell'energia termica
- utilizzo dell'energia termica.

L'energia termica trasportata dal fluido termovettore, prima dell'utilizzo nel processo produttivo, può essere accumulata sfruttando il calore sensibile del fluido stesso in serbatoi, o utilizzando materiali inerti ad elevata capacità termica o sistemi in cambiamento di fase, rendendo in questo modo l'energia solare, per sua natura altamente variabile, una sorgente di energia termica disponibile con continuità.

1.1 - Classificazione dei sistemi solari a concentrazione

I sistemi solari a concentrazione sono utilizzati per la produzione di calore e/o elettricità: grazie all'utilizzo di molteplici specchi che appunto "concentrano" i raggi solari, si possono raggiungere

temperature di alcune centinaia di gradi Celsius. Temperature molto superiori a quelle ottenibili dai collettori piani possono essere raggiunte solo se gran parte della radiazione solare viene concentrata in un'area relativamente piccola di concentrazione. A causa del movimento apparente del sole nel cielo, la superficie dei collettori a concentrazione non è in grado di indirizzare i raggi solari verso il sistema di assorbimento se sia la superficie concentratrice sia il sistema di assorbimento sono stazionari. Perciò tali sistemi devono idealmente seguire il movimento giornaliero del sole.

I collettori a concentrazione hanno i seguenti vantaggi rispetto ai collettori piani convenzionali:

1. In un sistema a concentrazione, il fluido di lavoro può raggiungere temperature più elevate rispetto ad un sistema piano con la stessa superficie di captazione di energia solare, permettendo così di ottenere una maggiore efficienza termodinamica.
2. L'efficienza termica è più elevata grazie alla ridotta perdita termica relativa alla superficie del ricevitore.
3. La superficie riflettente richiede meno materiale ed ha una struttura più semplice rispetto ad un collettore piano. Per un collettore a concentrazione il costo per unità di superficie irraggiata utile è minore che per un collettore piano.

4. Considerata la ridotta superficie dell'assorbitore, trattamenti superficiali e l'utilizzo di sistemi sottovuoto, atti a migliorare l'efficienza del sistema, sono economicamente più abbordabili.
5. La possibilità di posizionare il sistema "fuori fuoco" permette di spegnere il sistema, evitando pericolose temperature di stagnazione.

Per contro, presentano i seguenti svantaggi:

1. I sistemi a concentrazione sfruttano sostanzialmente solo la radiazione solare diretta, raccogliendo una minima percentuale di radiazione diffusa (in funzione del rapporto di concentrazione).
2. È necessario fornire ai collettori un sistema di inseguimento del sole, elemento assente nei collettori piani.
3. Le superfici riflettenti presentano un graduale peggioramento delle prestazioni ottiche con il tempo, dovuto principalmente a sporcizia depositata ed è quindi richiesta una maggiore manutenzione rispetto ai collettori piani.
4. Il raggiungimento di elevate temperature, nonostante i notevoli vantaggi termodinamici, rende necessari accorgimenti riguardo la resistenza della struttura a pressione e l'accumulo di calore a temperature più

elevate, con conseguenti implicazioni economiche e tecnologiche.

Generalmente un sistema solare a concentrazione consta dei seguenti sistemi:

- Un sistema di concentrazione dei raggi solari
- Un sistema di assorbimento della radiazione concentrata
- Un sistema di inseguimento solare.

La progettazione dei sistemi di concentrazione si basa sulle leggi fisiche dell'ottica classica. In particolare i principali principi fisici sui quali si possono basare i sistemi a concentrazione sono:

- Riflessione
- Rifrazione
- Diffrazione/dispersione
- Fluorescenza

I sistemi attualmente industrializzati si basano essenzialmente sui principi di riflessione tramite specchi e rifrazione tramite lenti.

I sistemi di concentrazione [1] possono essere distinti in due classi:

- Sistemi imaging, che riproducono un'immagine della fonte luminosa
- Sistemi non-imaging, progettati per avere una concentrazione la più alta possibile.

Tabella 1-1 Classificazione sistemi a concentrazione.

Principio fisico	Sistemi Imaging	Sistemi non Imaging
Riflessione	Collettori parabolici lineari	Compound Parabolic Concentrator (CPC)
	Collettori parabolici a disco	
	Sistemi Riflettori di Fresnel	
Rifrazione	Lenti di Fresnel	Lenti di Fresnel Non-imaging

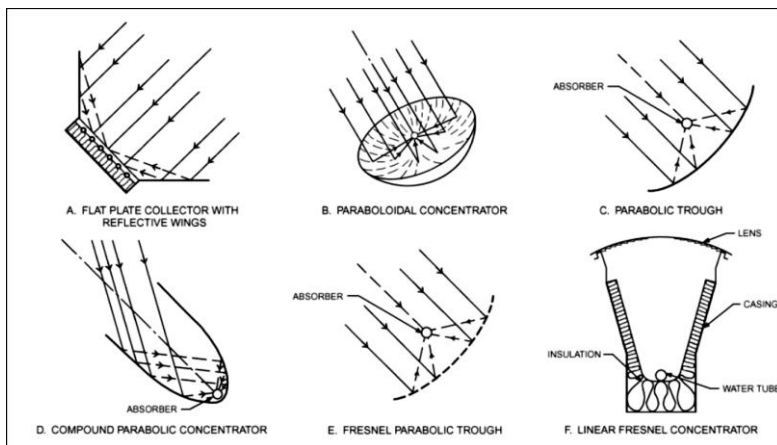


Figura 1-2 Tipi di collettori a concentrazione.

1.2 - Movimento del sole e sistemi di inseguimento

La terra compie una rotazione intorno al suo asse ogni 24 h e completa una rivoluzione intorno al sole in un periodo di circa 365.25 giorni. Tale rivoluzione non è perfettamente circolare, ma segue una ellisse dove il sole rappresenta uno dei fuochi. L'eccentricità di tale ellisse è talmente piccola, da permettere di approssimare l'orbita solare ad un percorso circolare. La distanza media della terra dal sole è di 149,6 milioni di km (oscillando tra 152.1 e 147.1 al perielio e all'afelio).

Come noto, il movimento apparente orario del sole nel cielo varia giorno per giorno durante l'anno. È conoscenza comune come nell'emisfero nord il sole sia più alto in estate e più basso in inverno.

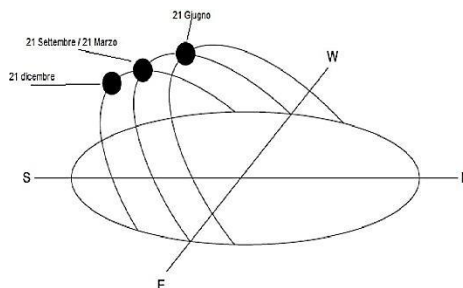


Figura 1-3 Percorso apparente del Sole.

L'asse intorno al quale ruota la Terra è inclinato di un angolo di $23,45^\circ$ rispetto al piano orbitale terrestre e l'equatore del sole.

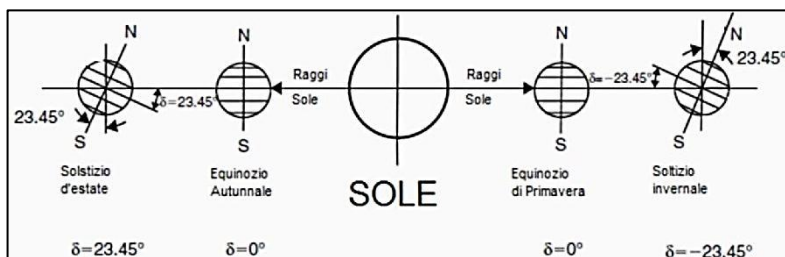
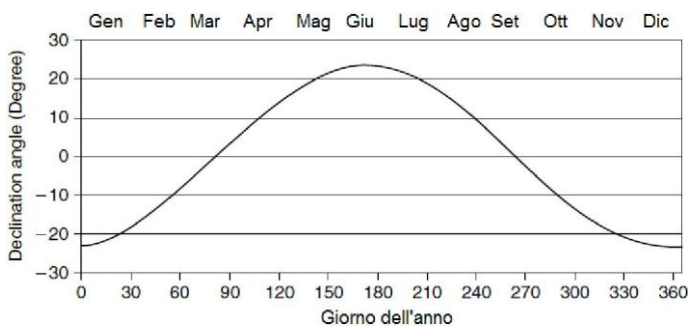


Figura 1-4 Variazione annuale della declinazione solare.

L'inclinazione dell'asse terrestre provoca la variazione giornaliera dell'angolo tra la linea Terra – Sole e il piano equatoriale della terra (la declinazione solare δ).

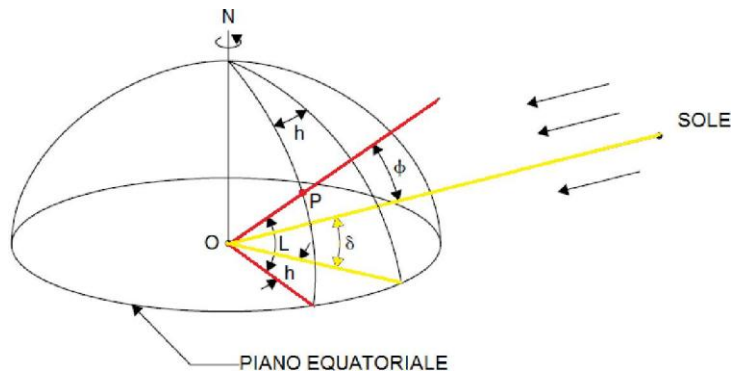


La declinazione può essere stimata utilizzando la seguente equazione (dove N rappresenta il giorno dell'anno):

$$\delta = 23.45 * \sin \left[\frac{360}{365} (248 + N) \right]$$

Il percorso apparente giornaliero del sole intorno alla terra è descritto dai seguenti angoli:

- Angolo orario h : rappresenta per un punto della superficie terrestre l'angolo con cui la Terra si trasformerebbe per portare il meridiano del punto direttamente sotto il sole.



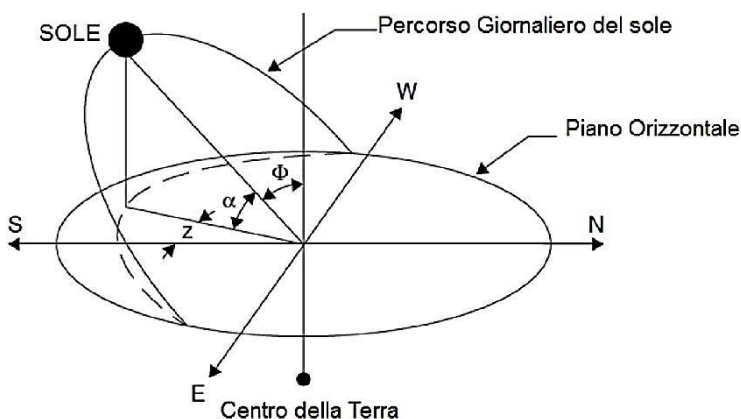
- Altezza solare α : è l'angolo tra i raggi del sole ed il piano orizzontale e rappresenta il complemento a 90° dell'angolo del zenith solare Φ . L'altezza solare può essere calcolata mediante l'utilizzo della seguente formula:

$$\sin(\alpha) = \cos(\Phi) = \sin(L) \sin(\delta) + \cos(L) \cos(\delta) \cos(h)$$

Dove L rappresenta la latitudine locale

- Azimuth solare z : è l'angolo tra i raggi del sole e la direzione sud e può essere calcolato mediante la seguente formula:

$$\sin(z) = \frac{\cos(\delta) \sin(h)}{\cos(\alpha)}$$



Per i sistemi solari a concentrazione, possono essere utilizzati diversi sistemi di inseguimento del movimento apparente del sole [2]. I metodi di inseguimento possono essere classificati in sistemi ad asse singolo o a due assi.

Il movimento su due assi permette di inseguire il sole adattandosi sia all'altezza solare, sia all'azimuth.

I sistemi a due assi ((a) full tracking in Figura 1-5) provvedono a mantenere la superficie sempre perpendicolare ai raggi del sole e

se realizzati appropriatamente permettono un inseguimento perfetto del sole.

Nel caso di sistemi ad asse singolo, l'asse di inseguimento può essere parallelo all'asse terrestre (b), l'asse nord-sud (c) o est-ovest (d).

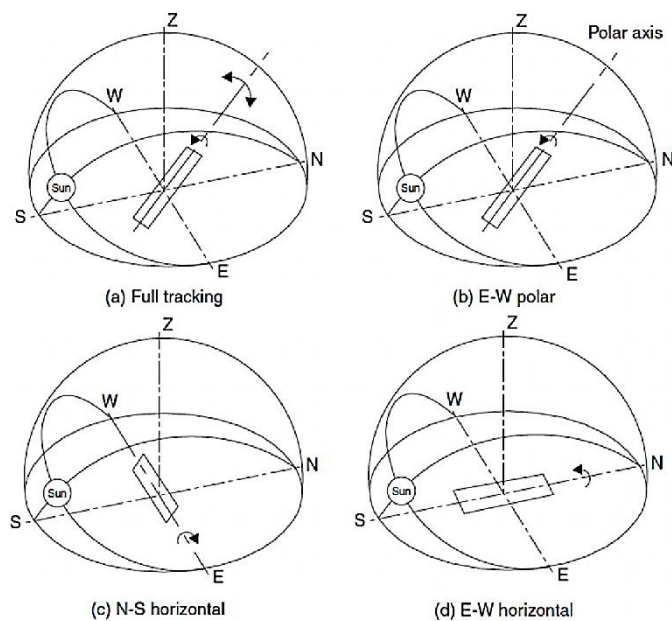


Figura 1-5 Tipologie di inseguimento.

La seguente tabella mostra un confronto dei sistemi di inseguimento:

Tabella 1-2 Confronto fra diverse tipologie di tracking.

Sistema di tracking	Energia solare captata (kWh/m ²)			Percentuale di <i>full tracking</i>		
	E	SE	SI	E	SE	SI
Full tracking	8.43	10.60	5.70	100	100	100
E/W polare	8.43	9.73	5.23	100	91.7	91.7
N/S orizzontale	7.51	10.36	4.47	89.1	97.7	60.9
E/W orizzontale	6.22	7.85	9.41	73.8	74.0	86.2

Note: E= equinizi; SE= solstizio d'estate; SI= solstizio d'inverno

1.3 - Trend tecnologici

Dal punto di vista dell'evoluzione delle tecnologie e della loro relazione con la crescita delle installazioni, è possibile riassumere nei seguenti trend tecnologici relativi allo scorso anno:

- I PTC [3] hanno ulteriormente confermato la loro posizione di leadership caratterizzando ben 885 MW (oltre l'89%) dei 987 MW installati di solare

termodinamico (Figura 1-6). L'ulteriore crescita (+ 266 MW rispetto all'anno 2009) ha permesso di affinare i processi costruttivi e le tecniche di progettazione del "sistema" impianto, raggiungendo livelli di efficienza estremamente interessanti;

- i solar tower hanno avuto un deciso incremento, portando il totale delle installazioni a 89 MW contro i soli 37 MW del 2009. Il rinnovato interesse per i solar tower si spiega per due ragioni: la prima è prettamente "geografica", visto che la gran parte di queste installazioni si è avuta sul territorio spagnolo, morfologicamente più adatto a questo tipo di impianti; la seconda, più tecnologica e connessa alle attese di raggiungimento di livelli di efficienza tali da rendere competitive queste soluzioni con le tecnologie "tradizionali" di produzione di energia elettrica
- i Solar Dish nonostante anche per l'anno 2010 abbiano confermato un ruolo marginale, con soli 2 MW complessivi all'attivo, hanno visto "in crescita" il livello di investimenti in ricerca e l'interesse da parte degli investitori.
- gli impianti Fresnel hanno confermato anche nel 2010 i loro forti limiti, con soli 10 MW di installato complessivo, ma soprattutto con previsioni di sviluppo ancora estremamente. Le previsioni più ottimistiche comunque accreditano nei prossimi 10 anni agli impianti che adottano le tecnologie di Fresnel un livello di installato complessivo attorno ai 600 MW, contro gli oltre 12 GW

dei parabolic trough o gli oltre 3 e 2 GW rispettivamente di solar tower e solar dish.

Le conferme principali fanno riferimento al ruolo dominante dei parabolic trough e alla dimensione invece decisamente marginale degli impianti a specchi di Fresnel.

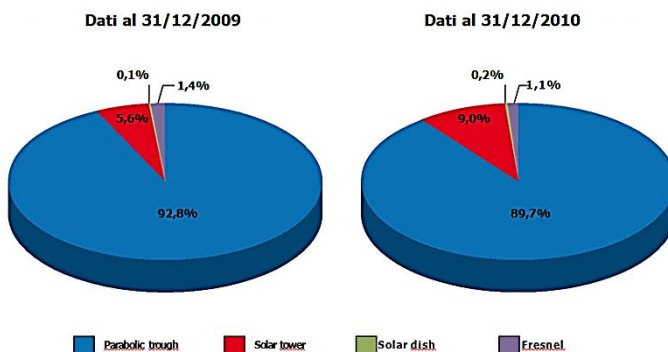


Figura 1-6 Ripartizione per tecnologia degli impianti solari termodinamici installati.

1.4 - I PTC: Stato dell'arte ed evoluzioni attese

Come detto nel paragrafo precedente, la tecnologia dei PTC rappresenta indubbiamente quella più “matura” nel panorama del solare termodinamico. In particolare, nel corso degli ultimi anni, ci sono stati numerosi avanzamenti su vari fronti.

Per prima vi è l'ottimizzazione della struttura di supporto; notevoli passi in avanti sono stati fatti con riferimento al peso della struttura, dove si è passati dai quasi 16 kg/m² dei primi esemplari di impianti di nuova generazione, ossia degli inizi degli anni 2000, ai circa 14 attuali (con l'annesso effetto sui costi e sulla complessità dei supporti a terra) e soprattutto alla sua configurazione, con l'obiettivo di facilitarne l'assemblaggio e quindi minimizzare gli errori di puntamento dovuti ad un errato posizionamento della struttura di supporto. E' opportuno ricordare che per un impianto tipo da circa 100 MW, anche in assenza di storage, ubicato nel deserto africano gli errori di puntamento dovuti ad imprecisioni di assemblaggio possono arrivare a ridurre del 3,6% (7.600 MWh) l'energia prodotta su base annuale. Secondo la maggior parte degli studiosi, miglioramenti della struttura di supporto sono destinati da soli a spiegare oltre il 30% delle attese riduzioni del costo di produzione dell'energia da impianti termodinamici.

Il miglioramento delle performance del tubo ricevitore, soprattutto con riferimento al mantenimento della temperatura del fluido termovettore e dell'efficienza termica delle varie giunzioni vetro-metallo che lo caratterizzano (indispensabili per mantenere la necessaria flessibilità del sistema nelle interconnessioni fra i diversi collettori).

Inoltre vi è stato un notevole sviluppo di sistemi di coating che “sostituiscono” oppure che incrementano l'efficacia di riflessione degli specchi parabolici lineari.

Passi avanti sono stati fatti sulla caratterizzazione del fluido termovettore e del fluido di stoccaggio (ossia di quello deputato a immagazzinare l'energia termica nei sistemi di storage per garantire un tempo di funzionamento dell' impianto più elevato). Le previsioni dei tecnologi con riferimento alle possibilità di riduzioni dei costi di produzione di energia elettrica da solare termodinamico assegnano al fluido termovettore un ruolo comunque marginale, anche se in grado di spiegare incrementi dell'efficienza dell'ordine di circa 3 punti percentuali.

Al di là delle attività di ricerca sui singoli componenti, tuttavia, un grande sforzo è stato profuso, soprattutto dalle grandi società di componentistica e dalle Società di Ingegneria Solare, nella progettazione del processo e/o del “sistema” nel suo complesso. In realtà la sfida più importante è quella di passare da una produzione sostanzialmente su ad un produzione su larga scala, dove poter raggiungere quei livelli di automazione ed produttività che sono propri delle grandi industrie manifatturiere. In particolare, questo sembra possibile per almeno tre dei componenti chiave (specchi, strutture di supporto e tubi ricevitori), con effetti che potrebbero arrivare a riduzioni di oltre il 30% dei costi di produzione. Limitandosi ai PTC, attualmente le stime parlano di oltre 11 GW di nuove installazioni nel prossimo

decennio (con una media di oltre 1 GW all'anno), contro una media di meno di 50 MW nel corso dell'ultimo decennio. Un salto di scala così significativo (pari a circa 20 volte) è più che sufficiente per giustificare il citato passaggio alla produzione su larga scala.

1.5 - Problematiche

1.5.1 - Il rapporto di concentrazione: principi e limiti nei sistemi CSP

Il concentratore primario tipicamente più usato nei sistemi CSP è la parabola. La parabola è un concentratore di tipo *imaging* capace di focalizzare tutti i raggi paralleli incidenti nel punto di fuoco, posto sull'asse ottico (Figura 1-7).

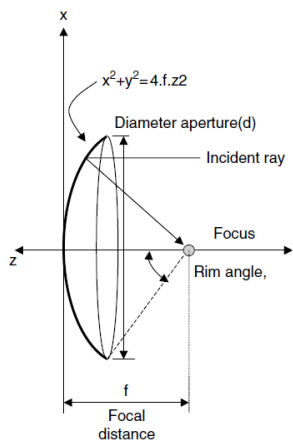


Figura 1-7 Configurazione ideale di un concentratore parabolico lineare.

Il rapporto tra la distanza focale f , la corda del concentratore c (d in figura) e l'angolo di rim Φ , devono essere presi in considerazione per il corretto dimensionamento di un concentratore parabolico e dell'apparato ricevitore [4]. Per piccoli angoli di rim, la parabola tende ad una circonferenza; in molti casi, viene usata proprio la circonferenza al posto della parabola. Nella maggioranza dei concentratori solari è valida la seguente relazione:

$$\frac{f}{c} = \frac{1}{4 \tan(\Phi/2)}$$

Il rapporto f/c cresce quando diminuisce l'angolo di rim.

L'equazione che descrive il rapporto di concentrazione minimo è una funzione dell'angolo di Φ per una data *beam quality* σ è:

$$C_{min_{conc}} = \frac{\sin^2 \Phi \cos^2(\Phi + \sigma)}{\sin^2 \sigma}$$

Dalla precedente equazione, è possibile affermare che l'ottimo angolo di rim Φ , per ogni *beam quality* σ è 45°; quindi il rapporto $f/c=0.6$ è il miglior rapporto focale su corda per un concentratore parabolico (Figura 1-9).

Il rapporto di concentrazione massimo per un concentratore solare ideale può essere stabilito dalla dimensione del sole e non dalla *beam quality* σ . Applicando la conservazione geometrica dell'energia per un concentratore, troviamo le espressioni che descrivono un sistema bidimensionale (concentratore parabolico lineare) ed uno tridimensionale (disco solare)

$$C_{max, 3D} = \frac{1}{\sin^2 \theta_s} \leq 46200$$

$$C_{max, 2D} = \frac{1}{\sin \theta_s} \leq 215$$

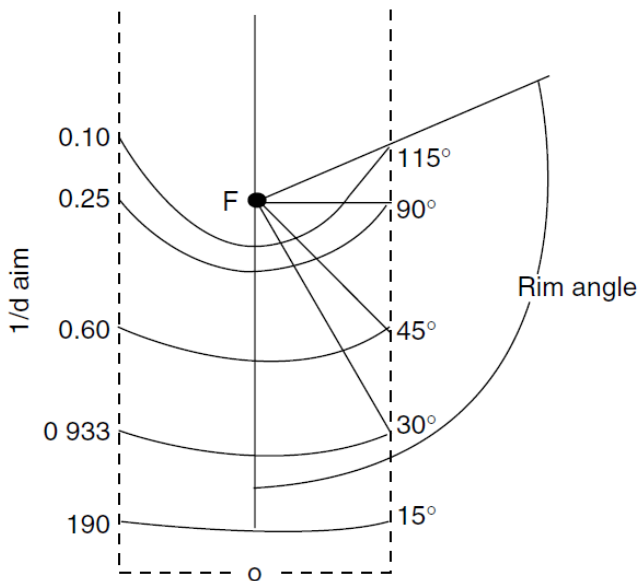


Figura 1-8 Dipendenza di f/d rispetto all'angolo di rim.

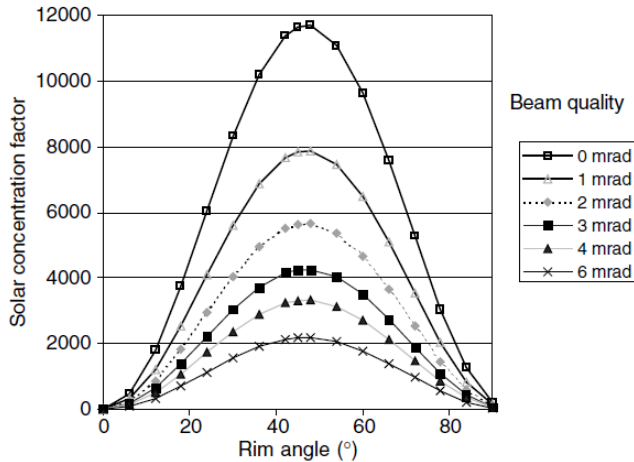


Figura 1-9 Beam quality.

Per i concentratori reali il rapporto di concentrazione massimo darà evidentemente inferiore, ciò è causato da errori nel tracking, errori nell'assemblaggio, deformazioni strutturali sotto l'azione degli agenti atmosferici, deformazioni termiche, errori nella geometria del concentratore ecc...

1.5.2 - Grandezze fondamentali e perdite in un PTC

I tre parametri per la progettazione di un PTC sono il rapporto di concentrazione geometrico, l'angolo di accettazione e l'angolo di rim.

Il rapporto di concentrazione è definito come il rapporto tra l'area di apertura del collettore e l'area totale del tubo ricevitore, mentre l'angolo di accettazione è l'angolo massimo che può essere formato da due raggi su di in un piano trasversale all'apertura collettore in modo da intercettare il tubo assorbitore dopo essere stata riflessa dagli specchi parabolici. Il rapporto di concentrazione RC è:

$$C = \frac{l_a l}{\pi d_0 l} = \frac{l_a}{\pi d_0}$$

dove d_0 è il diametro esterno del tubo ricevitore, l è la lunghezza del collettore e l_a è la larghezza della parabola. Più è grande l'angolo di accettazione, meno preciso sarà il sistema di tracking e di conseguenza anche la rotazione del collettore può essere aggiornata con meno frequenza. I valori normali del rapporto tra concentrazione dei PTC è circa 20, sebbene il valore massimo teorico è nell'ordine di 70. Rapporti di concentrazione elevati sono associati ad angoli di accettazione molto piccoli, che richiedono sistemi di inseguimento solare molto accurati e di conseguenza, maggiori costi.

L'angolo di rim è direttamente proporzionale alla lunghezza dell'arco del concentratore ed il suo valore può essere calcolato mediante un equazione come funzione della focale e della corda

$$\frac{l_a}{4f} = \tan \frac{\Phi}{2}$$

Il valore dell'angolo di rim per un PTC è compreso tra 70° e 110°

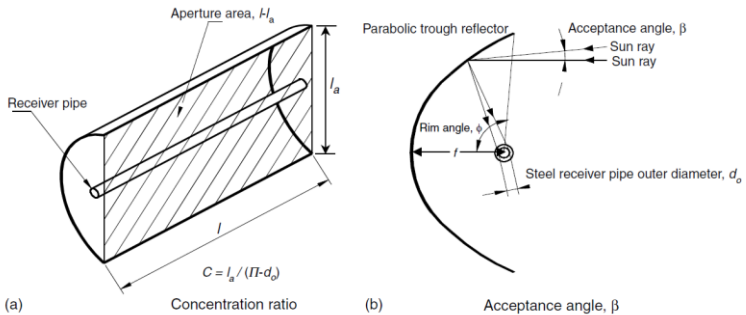


Figura 1-10 Rapporto di concentrazione e angolo di accettazione di un PTC.

Angoli di rim superiori a 110° portano benefici a livello prestazionale in quanto vi è un aumento della superficie riflettente senza un effettivo incremento della corda.

Quando la radiazione solare diretta raggiunge la superficie riflettente di un PTC, una quantità significativa viene persa a causa di diversi fattori. La perdita totale può essere divisa in quattro tipologie:

- perdite ottiche;
- perdite termiche dal tubo ricevitore verso l'ambiente esterno;
- perdite geometriche;
- perdite dovute al puntamento.

Alle perdite ottiche (Figura 1-11) sono associati quattro parametri principali:

- la riflettanza σ della superficie riflettente del collettore;
- il fattore di intercettazione Υ ;
- la trasmittanza τ del tubo di vetro;
- l'assorbanza α del coating selettivo dell'assorbitore.

Poiché la riflettanza del concentratore parabolico è minore di 1, solo una frazione della radiazione incidente viene riflessa verso il tubo ricevitore; un valore tipico per la riflettanza di una superficie riflettente in vetro è circa 0,93.

Per quanto riguarda il fattore di intercettazione, una parte della radiazione solare riflessa dal concentratore non raggiunge il tubo di vetro dell'assorbitore; questo è dovuto sia ad imperfezioni di tipo microscopico della superficie riflettente, che di errori macroscopici nel collettore, ad esempio errori di assemblaggio o di allineamento. Questi errori portano ad errori di focalizzazione dei raggi solari e vengono valutate nell'intorno di 0,95 (per un collettore correttamente assemblato).

Una parte dei raggi riflessi dal concentratore non è in grado di raggiungere il tubo metallico, concentrico alla copertura in vetro dell'assorbitore, a causa della trasmittanza del vetro. Il rapporto tra la radiazione che attraversa il tubo di vetro e la radiazione totale incidente è dell'ordine di 0,93.

Il parametro che invece identifica il rapporto tra quantità di energia assorbita dal tubo metallico assorbitore e quella incidente su di esso, è chiamato assorbanza. Il suo valore è tipicamente 0,95 per assorbitori con coating in cromo nero o nickel.

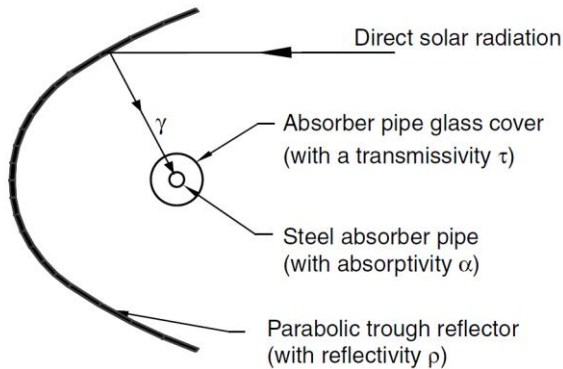


Figura 1-11 Perdite ottiche in un PTC.

Si definisce efficienza ottica di picco per un PTC, $\eta_{opt,0^\circ}$, il prodotto tra i quattro parametri citati in precedenza (la riflettanza σ , il fattore di intercettazione Υ , la trasmittanza τ del tubo di vetro e l'assorbanza α) quando l'angolo d'incidenza è pari a zero.

$$\eta_{opt,0^\circ} = \rho \cdot \gamma \cdot \tau \cdot \alpha |_{\varphi=0^\circ}$$

$\eta_{opt,0^\circ}$ è di norma 0,70 - 0,76 per un PTC pulito e di buona qualità.

Un altro gruppo di perdite in un PTC sono le perdite geometriche che sono dovute a l'angolo di incidenza ϕ , della radiazione solare diretta sul piano di apertura del collettore. L'angolo di incidenza è

l'angolo tra la normale al piano di apertura del collettore ed il vettore dei raggi solari, entrambi contenuti in un piano perpendicolare all'asse del collettore. Questo angolo dipende dall'ora del giorno e dal giorno dell'anno. L'angolo di incidenza della radiazione solare diretta è un fattore molto importante, perché la frazione di diretta della radiazione che è utile per il collettore è direttamente proporzionale al coseno di questo angolo, il che riduce l'area utile di apertura del PTC (vedi Figura 1-12). L'angolo di incidenza riduce l'area di apertura di un PTC di quantità, definita come A_e , che tiene conto delle perdite geometriche di bordo e viene così calcolata:

$$A_e = l_a l_\phi = l_a f_m \tan \varphi$$

$$f_m = f + [(f l_a^2)/(48f^2)]$$

Dove l_a è la larghezza della parabola, l è la lunghezza del collettore, f è la distanza focale del collettore, f_m è la distanza focale media in una sezione trasversale del concentratore parabolico e ϕ l'angolo di incidenza della radiazione solare.

L'angolo di incidenza influisce anche sui parametri ottici del PTC (riflettività dello specchio, fattore di intercettazione, trasmittanza del vetro, ecc...) poiché questi parametri non sono isotropici.

L'effetto dell'angolo di incidenza sulla efficienza ottica e sulla superficie utile di apertura un PTC è valutato dal parametro, $K(\phi)$ che include tutte le perdite ottiche e geometriche a causate da un

angolo di incidenza maggiore di 0° .

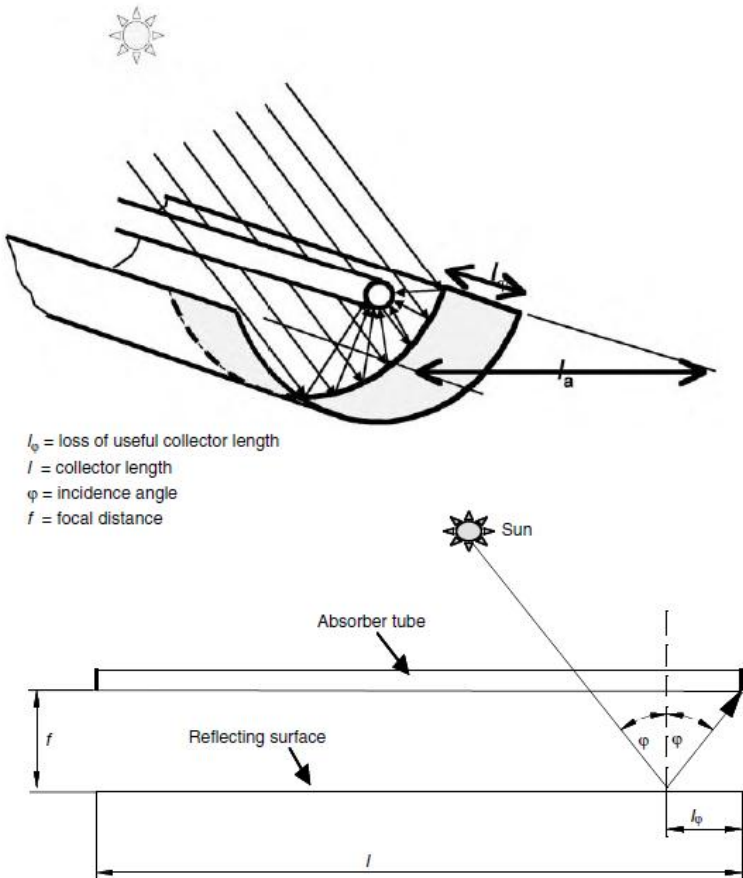


Figura 1-12 Perdite geometriche all'estremità di un PTC.

L'*incidence angle modifier* ($K(\phi)$), che dipende direttamente dall'angolo di incidenza, è ricavato mediante un polinomio che risulta pari a 0 per $\phi=90^\circ$ e pari ad 1 quando $\phi=0^\circ$.

L'*incidence angle modifier* per un tipico collettore di un PTC è dato da:

$$K(\phi) = 1 - \varphi \cdot 2,2307 \cdot 10^{-4} - \varphi^2 \cdot 1,1 \cdot 10^{-4} + \varphi^3 \cdot 3,18596 \cdot 10^{-6} + \varphi^4 \cdot 4.85509 \cdot 10^{-8} \quad (0^\circ < \varphi < 80^\circ)$$

L'angolo di incidenza della radiazione solare diretta dipende dall'orientamento del PTC e dalla posizione del Sole, che può essere facilmente calcolata mediante gli angli di azimut AZ, e di elevazione EL. L'angolo di elevazione solare è misurato rispetto all'orizzontale (positivo verso l'alto), mentre azimut è 0° a sud in senso orario e positivo.

Per un orientamento nord-sud del PTC si ha:

$$\varphi = \cos^{-1}[1 - \cos^2(EL) \cdot \sin^2(AZ)]^{1/2}$$

Mentre per un orientamento est-ovest del PTC si ha:

$$\varphi = \cos^{-1}[1 - \cos^2(EL) \cdot \cos^2(AZ)]^{1/2}$$

Per quanto riguarda le perdite dovute al puntamento, esse sono direttamente collegate alla precisione del sistema di movimentazione (tracking) ed ai giochi della struttura del collettore.

1.6 - Obiettivi

Come risulta evidente, le perdite ottiche in un concentratore parabolico a concentrazione sono legate fundamentalmente a perdite di tipo ottico, geometrico e di puntamento.

Le perdite ottiche e le perdite geometriche sono direttamente legate al manufacturing del PTC, infatti sia la precisione di assemblaggio che la rigidezza torsionale influiscono direttamente su questo tipo di perdite; le perdite di puntamento sono derivate direttamente dalla tipologia e dalla precisione del sistema di tracking.

Il fine ultimo della progettazione è quello di ottenere:

- collettori efficienti;
- collettori affidabili;
- collettori dal costo definito.

Per il corretto dimensionamento di qualunque struttura metallica è necessario conoscere i carichi agenti (esterni o autoprodotti) e le condizioni di utilizzo. Attualmente la normativa di riferimento per la progettazione meccanica non contempla al suo interno apparati come i sistemi solari a concentrazione; l'azione del vento è la forzante esterna più gravosa per questi sistemi, infatti non è costante nel tempo e porta a sollecitazioni rilevanti.

Il vento, come forzante, agisce direttamente sulla resistenza torsionale del collettore. Dato che il requisito di puntamento deve essere mantenuto anche in condizioni di vento sostenuto, risulta necessario quindi che la struttura del collettore sia sufficientemente rigida. Diventa quindi indispensabile conoscere il carico derivante dall'azione del vento per il corretto dimensionamento del concentratore parabolico; inoltre i collettori solari parabolici a concentrazione sono sistemi soggetti alle intemperie, in quanto sono posti all'aperto ed hanno dimensioni tali per cui le azioni del vento, il peso proprio ed il carico da neve si fanno rilevanti. La loro possibile ubicazione anche sopra parcheggi o edifici, li rende attraenti dal punto di vista dello sfruttamento energetico, ma al contempo impone al progettista particolari attenzioni.

Altro requisito fondamentale per i PTC è l'utilizzo di un sistema di tracking che garantisca affidabilità nel tempo e ridotti giochi angolari. La precisione nel puntamento è il requisito più stringente, anche in condizioni gravose; durante il funzionamento del collettore, il corretto puntamento deve sempre essere soddisfatto, pena la diminuzione immediata del rendimento di collezione.

Il sistema di tracking ha il compito di orientare i collettori solari durante la fase di funzionamento e di riportarli in una posizione di sicurezza nei periodi di inattività del sistema.

Si rende necessario inoltre andare a valutare in maniera diretta la qualità superficiale delle superfici riflettenti, sia in fase di montaggio per qualificare il concentratore, sia in fase di funzionamento del collettore solare, per valutare possibili alterazioni geometriche dovute o alle deformazioni della struttura metallica di supporto, o alla fase di assemblaggio.

Il lavoro di ricerca ha quindi i seguenti obiettivi:

- valutare le azioni del vento su profili parabolici;
- mettere a punto, progettare e testare di un sistema di tracking innovativo;
- valutare le prestazioni ottiche di un concentratore mediante un apparato di misura progettato ad hoc.

2 - Azioni aerodinamiche su un profilo parabolico di un PTC

Le prestazioni di un collettore solare parabolico lineare a concentrazione, sia in termini di resistenza meccanica che di precisione di riflessione, sono strettamente correlate alla rigidità della struttura e quindi alla conoscenza dei carichi che vengono ad agire sulla stessa.

La conoscenza del campo di pressione sugli specchi al variare dell'angolo di *pitch*, oltre ad essere utile per il dimensionamento dei supporti, fornisce un'indicazione utile alla definizione della rigidità necessaria per il telaio e le strutture di supporto della superficie riflettente, per impedirne deformazioni che inficerebbero l'efficienza di concentrazione dei raggi solari sul tubo ricevitore.

Per un concentratore solare, la forma particolare non trova un riscontro immediato nelle normative vigenti, e lo costringe il progettista a prove sperimentali o a rivolgersi a strumenti quali i codici CFD. Vale la pena però ricordare che, in linea di principio, non basterebbe la sola analisi numerica; l'affidabilità dei codici di calcolo non è ancora stata certificata nelle norme UNI, per quanto si possa aver posto con accuratezza le necessarie condizioni al contorno e ben modellato il dominio. In sostanza, per un corretto

utilizzo dei risultati, questi andrebbero verificati poi sul campo o in galleria del vento.

L'obiettivo prefissato è stato quello di replicare con la CFD dei test in galleria del vento, o delle situazioni reali già ampiamente documentate, al fine di eseguire una taratura di un codice commerciale, così da poter ottenere uno strumento ragionevolmente agevole e preciso per una progettazione di massima.

L'analisi degli effetti del vento sulle strutture si basa prima di tutto sulla valutazione in sito dei venti, come parte di più ampi fenomeni meteorologici: nel caso esaminato, oltre alla solidità strutturale in caso di un vento di 28 m/s, si richiede una garanzia del corretto funzionamento dell'apparato ad una velocità massima di circa 14 m/s, in quanto i fenomeni meteorologici generalmente connessi ad una velocità dell'aria superiore alla suddetta inficerebbero comunque il funzionamento di un collettore solare.

Assumendo che il collettore e la sua struttura siano fissi ed indeformabili, il vento esercita sull'intera struttura, e sui singoli componenti, un sistema di azioni aerodinamiche funzione della velocità del vento, del suo orientamento rispetto alla strutture e ad i suoi componenti, e della forma e delle dimensioni degli stessi.

Ammettendo che gli spostamenti causati dal carico siano abbastanza piccoli da poter considerare la configurazione di

equilibrio omologa a quella non caricata (visto che comunque, per rispettare le condizioni di prestazione, è richiesto che la struttura in analisi sia nel suo complesso sufficientemente rigida), le reazioni della struttura potrebbero poi essere studiate con i metodi classici dell'analisi strutturale.

Se la costruzione è abbastanza rigida e smorzata da limitare gli effetti dinamici e i fenomeni aeroelastici, si possono rappresentare le azioni del vento con una *distribuzione equivalente del carico aerodinamico* da applicare staticamente alla costruzione o ai suoi elementi, che da luogo ai valori massimi degli spostamenti e delle sollecitazioni causati dall'azione dinamica del vento reale.

Se invece la struttura è leggera, flessibile e poco smorzata si avrà una risposta di tipo dinamico che andrà ad influenzare la disposizione della struttura rispetto al vento, e quindi la disposizione del carico aerodinamico e la risposta della struttura stessa: questi fenomeni di interazione sono detti aeroelastici o di *feedback*.

Generalmente si schematizzano i carichi come la somma dei carichi statici più quelli dovuti agli effetti di *feedback*.

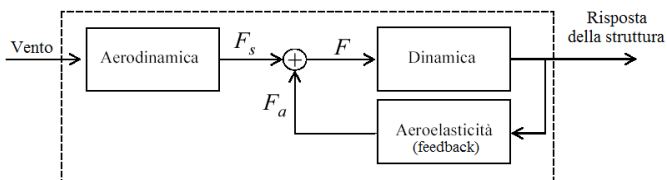


Figura 2-1 Schema reazione di una struttura al carico aerodinamico.

Per la caratterizzazione dei venti ci rifaremo alle raccomandazioni del CNR [1]. Verrà studiato un vento schematizzabile come la somma della sua componente media $U(z)$ calcolata su 10 minuti (che presenta variazioni nel lungo periodo), che risulta solo funzione della quota. Poiché eseguiremo delle simulazioni stazionarie, trascureremo le sue componenti fluttuanti $u(x,y,z,t)$ (detta *fluttuazione turbolenta*), $v(x,y,z,t)$ e $w(x,y,z,t)$). Il profilo della velocità media in funzione della quota è espresso mediante una funzione della scabrezza e della topografia del suolo nell'area della costruzione.

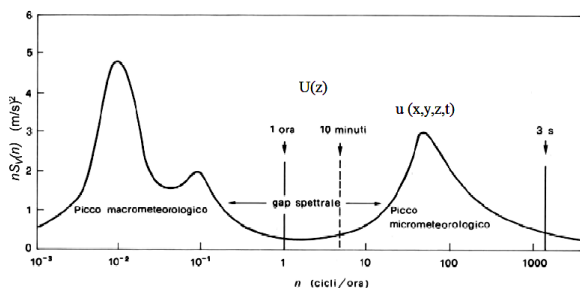


Figura 2-2 Caratterizzazione del vento (cicli/ora).

Per schematizzare la velocità come indipendente dalla temperatura (o meglio dal gradiente di temperatura tra aria e suolo) è necessario supporre che essa sia abbastanza alta da subire come predominante l'effetto dell'attrito determinato dalla geometria del terreno (atmosfera in "regime neutrale", ipotesi di neutralità). Questa trattazione, in genere affidabile, ha i suoi limiti maggiori nei riguardi del distacco dei vortici e dei fenomeni aeroelastici, normalmente esaltati dalla mancanza di turbolenza.

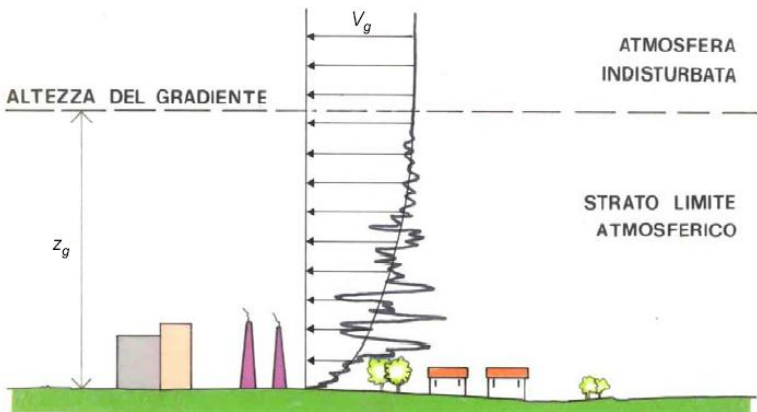


Figura 2-3 Strato limite atmosferico ed atmosfera indisturbata.

Per la valutazione delle azioni e degli effetti del vento sulle costruzioni e sui loro elementi si procede secondo lo schema seguente: definite le caratteristiche del sito ove sorge la costruzione, si valuta la velocità di progetto e la pressione cinetica di picco del vento; definita la forma, le dimensioni e l'orientamento della costruzione, si valutano le azioni

aerodinamiche di picco esercitate dal vento sulla costruzione e sui suoi elementi. Definite le proprietà meccaniche della costruzione e dei suoi elementi si valutano, secondo le diverse situazioni e ove necessario:

- le azioni statiche equivalenti;
- la risposta dinamica alle azioni del vento;
- le azioni e gli effetti dinamici e aeroelastici dovuti al distacco dei vortici da costruzioni ed elementi snelli;
- l'insorgere di altri fenomeni aeroelastici, quali il galoppo, la divergenza e il flutter, o di situazioni aeroelastiche d'interferenza.

Successivamente verrà discusso di azioni aerodinamiche di picco; nella realtà, la non contemporaneità delle azioni di picco riduce tanto le azioni aerodinamiche globali quanto più è grande il corpo considerato. Per contro, l'amplificazione della risposta dinamica dà luogo a spostamenti e sollecitazioni tanto maggiori quanto più la struttura o l'elemento è flessibile e dotato di piccolo smorzamento. In più, a valle dei corpi si formano scie e vortici che creano azioni trasversali (alla direzione del vento) e torsionali, che possono diventare particolarmente severe per strutture snelle, leggere e dotate di piccolo smorzamento che siano soggette a un distacco alternato di vortici in risonanza con un modo proprio di vibrazione. L'oscillazione delle costruzioni o di loro elementi particolarmente deformabili modifica il flusso incidente e le azioni aerodinamiche che il vento causerebbe sul

corpo fisso. Le azioni e gli effetti associati all'interazione vento-struttura danno luogo ai cosiddetti fenomeni aeroelastici, compreso il distacco risonante dei vortici ed i casi più severi d'interferenza, che possono causare situazioni critiche per la sicurezza delle costruzioni. Se la costruzione è abbastanza rigida e smorzata da limitare gli effetti dinamici e i fenomeni aeroelastici, si possono rappresentare le azioni del vento con una distribuzione equivalente del carico aerodinamico da applicare staticamente alla costruzione o ai suoi elementi, che da luogo ai valori massimi degli spostamenti e delle sollecitazioni causati dall'azione dinamica del vento reale.

2.1 - Aerodinamica delle strutture

Il vento esercita *azioni aerodinamiche d'insieme* su una struttura e *azioni aerodinamiche locali* sui singoli elementi, strutturali e non, che la compongono. Esse dipendono dalla forma, dalla dimensione e dall'orientamento della costruzione e dei suoi elementi rispetto alla direzione del vento; dipendono poi anche dalla velocità media e dalla turbolenza del vento e, soprattutto per le costruzioni o gli elementi aventi superfici arrotondate, sono strettamente associate al numero di Reynolds e alla scabrezza della superficie. Le *azioni aerodinamiche d'insieme* sono valutate con direzioni del vento coincidenti con i tre assi principali della sezione, considerati singolarmente. In casi particolari, come ad esempio per le torri a pianta quadrata, è necessario considerare

anche l'ipotesi di vento spirante in direzione diagonale. Per le costruzioni con un solo asse di simmetria, o prive di assi di simmetria, in [1] si raccomanda di valutare le direzioni del vento che causano le azioni aerodinamiche e gli effetti strutturali più severi.

Per le *azioni aerodinamiche locali* si considera la direzione del vento che causa le azioni aerodinamiche maggiori sull'elemento: queste azioni sono spesso molto maggiori di quelle applicate sui singoli elementi per valutare l'azione d'insieme del vento sulla costruzione. In nessun caso le azioni aerodinamiche locali vanno

sommate alle azioni aerodinamiche d'insieme.

Si definiscono *azioni aerodinamiche di picco* sulla costruzione, nel suo insieme o sui suoi singoli elementi,

i *valori attesi delle azioni massime del vento*, su un intervallo $T = 10$ minuti, valutate trascurando gli effetti riduttivi dovuti alla non contemporaneità delle massime pressioni locali e gli effetti amplificativi prodotti dalle vibrazioni strutturali: si considerano proporzionali alla *pressione cinetica di picco del vento* q_p e possono essere rappresentate in svariati modi. Nel nostro caso, ovvero quello di uno studio bidimensionale, rifacendoci a [1]

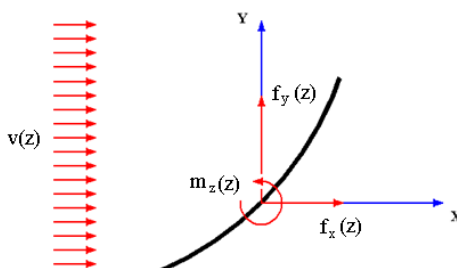


Figura 2-4 Sistema di riferimento utilizzato.

abbiamo scelto di lavorare *forze e momenti per unità di lunghezza*, come si usa comunemente nel caso delle ciminiere, delle torri e dei ponti.

$$f_X(z) = q_p(z) l c_{f,X}$$

$$f_Y(z) = q_p(z) l c_{f,Y}$$

$$m_Z(z) = q_p(z) l^2 c_{m,Z}$$

L'azione *tangente di picco parallela alla direzione del vento per unità di superficie* è data dalla relazione

$$w_f(z) = q_p(\bar{z}) c_f$$

dove c_f è il coefficiente di attrito. Le azioni tangenti $w_f(z)$ ed i coefficienti di attrito c_f sono definiti convenzionalmente positivi se concordi con la direzione del vento, e possono essere ricavati da dati suffragati da opportuna documentazione o da prove sperimentali in galleria del vento. Per le costruzioni dotate di planimetria estesa o irregolare, è compito del Progettista individuare scenari di carico non simmetrici e valutare, in maniera adeguata, possibili azioni torsionali indotte dal vento.

Se si ammette che gli spostamenti causati dal vento (lungo la direzione X) siano piccoli, o come nel nostro caso si vuole che la struttura non subisca significative deformazioni sotto l'azione del vento, è possibile studiarli come causati dai carichi aerodinamici calcolati con struttura immobile ed indeformabile. Considerandola

bidimensionale, si scompone l'azione sulla struttura in tre componenti; una forza verticale (secondo l'asse Y, detta *lift*), una orizzontale (secondo l'asse X, detta *drag*) e un momento torcente (rispetto all'asse z, che noi abbiamo chiamato *torque*). Le tre componenti della risposta della struttura saranno la *risposta longitudinale* (nel piano X,Z), quella *trasversale* (nel piano Y,Z) e quella *torsionale* (intorno all'asse Z).

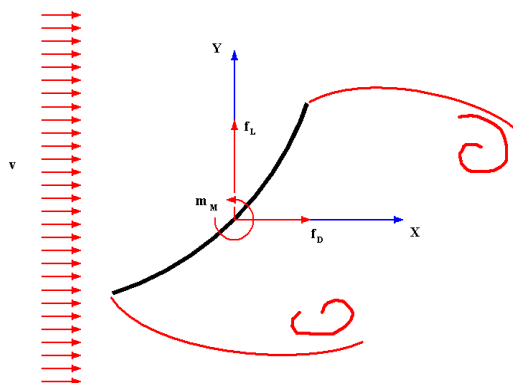


Figura 2-5 Schematizzazione bidimensionale del concentratore parabolico.

Si formula l'ipotesi che le tre risposte della struttura siano disaccoppiate. Poiché certamente ci si deve tenere ragionevolmente distanti dalle condizioni di deformazione e collasso della struttura, e quindi dalle condizioni di snervamento del materiale di cui essa è costituita, si ipotizza che la struttura abbia un *comportamento elastico lineare*. L'equazione di moto nella direzione orizzontale è

$$\ddot{x}(t) + 2 \xi_D (2\pi n_D) \dot{x}(t) + (2\pi n_D)^2 x(t) = \frac{1}{m} f_D$$

Dove ξ_D è il rapporto di smorzamento in direzione longitudinale, n_D è la frequenza fondamentale (o del primo modo) [Hz]. Ovviamente, anche la forza aerodinamica f_D e la risposta dinamica $x(t)$, come la velocità, possono essere espresse come somma della loro componente media e di quella fluttuante:

$$f_D(t) = f_{Dm} + f'_D(t) ,$$

$$x(t) = x_m + x'(t) .$$

Rispettivamente, x_m è dovuto a f_{Dm} e $x'(t)$ ad $f'_D(t)$. Ovviamente, a sua volta f_{Dm} è dovuto alla componente media della velocità del fluido v_m , e $f'_D(t)$ a $v'(t)$. Assumendo piccola la turbolenza atmosferica, insieme alla velocità anche l'azione aerodinamica e quindi la risposta divengono processi random; per cui i valori di picco possono essere scritti come

$$x(t) = x_m + g_D \sigma_x = x_m + g_D \sqrt{\sigma_{Bx}^2 + \sigma_{Rx}^2} = G_D x_m ,$$

$$G_D = 1 + g_D \frac{\sigma_x}{x_m} = 1 + 2g_D I_v \sqrt{B^2 + R_D^2} \geq 1 ,$$

dove σ_x è la deviazione standard della risposta $x(t)$ (σ_{Bx}^2 ne è la componente quasi-statica e σ_{Rx}^2 la parte risonante), g_D il valore di picco, G_D è il fattore di raffica della risposta dinamica longitudinale. I_v è l'intensità longitudinale della turbolenza. B è il fattore di risposta quasistatica e tiene conto della correlazione

parziale tra le pressioni esercitate dal vento sulla superficie esposta A e la grandezza della superficie stessa; se tende a 0 il coefficiente è uguale 1, al crescere di A esso cresce a causa della non contemporaneità dei picchi di pressione e per A che tende ad infinito il coefficiente è 0. R_D^2 è il fattore di risposta risonante, è funzione di A , di n_D e di ξ_D e diminuisce all'aumentare dello smorzamento; come B decresce all'aumentare della superficie esposta, a causa della non contemporaneità dei picchi di pressione; nel raggio delle più comuni frequenze fondamentali delle strutture, esso diminuisce con la rigidità della struttura.

Viene definita *azione statica equivalente* quell'azione statica $f_{Ds.eq}$ che applicata staticamente alla struttura dà luogo al valore di picco della risposta x_p ; avendo supposto un problema di natura lineare, posso scrivere

$$f_{Ds.eq} = f_{Dm} G_D = f_{Dp} c_{Dd} ,$$

con $f_{Dp} = f_{Dm} (1 + 2 g_v I_v)$ *azione aerodinamica di picco*, $c_{Dd} = \frac{G_D}{(1+2 g_v I_v)}$ *coefficiente dinamico*; se $c_{Dd} > 1$, che equivale a dire $G_d > 1 + 2 g_v I_v$, si hanno azioni statiche equivalenti maggiori di quelle aerodinamiche di picco, condizione che occorre nel caso di strutture piccole, flessibili e poco smorzate. Il caso opposto, $c_{Dd} < 1$, conduce invece ad avere azioni statiche equivalenti minori di quelle aerodinamiche di picco; è una condizione tipica delle grandi strutture rigide e molto smorzate.

L'elemento distintivo di questo modello è costituito dal fatto che la risposta longitudinale della struttura è prodotta da due principali meccanismi di azione, entrambi associati al flusso incidente: la velocità media del vento e la turbolenza longitudinale. La situazione è più complessa nei riguardi della risposta trasversale e torsionale, dove intervengono, oltre ai due meccanismi di azione sopra citati, tre nuovi fondamentali elementi: la turbolenza laterale (per le strutture a sviluppo verticale), la turbolenza verticale (per le strutture a sviluppo orizzontale) e, soprattutto, la scia vorticoso. Essi determinano un insieme di fenomeni la cui valutazione e interpretazione è molto più complessa di quella che compete alla risposta longitudinale.

Si definiscono *fenomeni d'interferenza aeroelastica* quelli d'interazione vento-struttura che coinvolgono congiuntamente corpi vicini; essi sono tipici dei gruppi di ciminiere, di elementi snelli ravvicinati, di cavi paralleli, d'impalcati di ponti affiancati e sorretti da cavi.

Si definiscono *velocità critiche* le velocità medie del vento il cui raggiungimento e/o superamento causa un cambiamento nel comportamento della struttura producendo condizioni critiche di incipiente instabilità (*instabilità aeroelastica*); dipendono dalle caratteristiche geometriche e meccaniche della struttura. Le forme d'instabilità aeroelastica di tipo dinamico, equivalenti ad annullare (o a rendere negativo) lo smorzamento totale della struttura (somma dello smorzamento strutturale positivo e dello

smorzamento aerodinamico eventualmente negativo), sono definite *galoppo* nel caso delle oscillazioni trasversali alla direzione del vento, *flutter torsionale* nel caso delle oscillazioni torsionali; è necessario che tutte le velocità critiche della costruzione e dei suoi elementi associate ai differenti fenomeni d'instabilità aeroelastica, ad eccezione di quelle associate al distacco dei vortici, siano adeguatamente maggiori della velocità di progetto del vento; è opportuno che la probabilità di accadimento delle velocità critiche sia estremamente piccola.

Un particolare tipo di interferenza è la *Divergenza Torsionale*; essa annulla (o rende negativa) la *rigidezza (torsionale) totale* della struttura (somma della rigidezza strutturale positiva e della rigidezza aerodinamica eventualmente negativa); è una instabilità di tipo statico. Ne sono affette le strutture di forma appiattita e/o allungata nella direzione del flusso incidente e con un'intrinseca debolezza nei riguardi delle azioni torsionali. Può coinvolgere strutture sottili e flessibili simili a lamine, quali le insegne, i cartelloni, le tettoie, le pensiline e gli impalcati da ponti sorretti da cavi; nel caso dei PTC porta il sistema variazione dell'angolo di pitch, con conseguente errore nella focalizzazione sul tubo ricevitore.

Il fenomeno è legato all'azione del momento torcente aerodinamico agente sulla sezione trasversale della struttura.

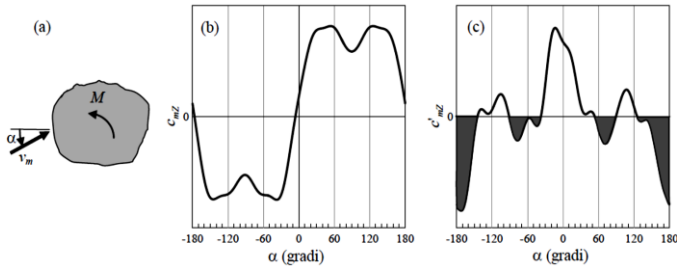


Figura 2-6 Divergenza torsionale.

Facendo riferimento alla solita sezione, sia noto il valore medio del *momento torcente aerodinamico* M (per unità di lunghezza), funzione del *coefficiente aerodinamico di momento* $c_{m,Z}$, il quale a sua volta dipende principalmente dalla forma del corpo e dall'angolo di attacco del flusso α . Se la sezione è libera di ruotare, lo fa di un angolo θ concorde con α intorno all'asse Z ortogonale al piano su cui essa giace; nell'ipotesi di piccole rotazioni, il momento aerodinamico è quindi esprimibile come una funzione lineare dell'angolo di rotazione θ ; ciò dà origine (in termini equivalenti) a una rigidità aerodinamica che si somma alla rigidità strutturale. Il fenomeno della *divergenza torsionale* si verifica quando la rigidità complessiva si riduce fino ad annullarsi e a diventare negativa. La condizione necessaria di instabilità per la divergenza torsionale è

$$c'_{m,Z} \leq 0$$

dove $c'_{m,Z}$ è il valore della derivata, rispetto all'angolo di attacco, del coefficiente aerodinamico di momento torcente $c_{m,Z}$ valutato

per un valore fissato di α . Le zone grigie della Figura 2-6 evidenziano i valori dell'angolo di attacco α per i quali la disequazione è soddisfatta. La *velocità critica di divergenza torsionale* è

$$v_D = \sqrt{\frac{2 G J_t}{\rho d^2 c'_{m,z}}}$$

con G *modulo di elasticità tangenziale del materiale*, J_t *momento di inerzia torsionale della struttura*, d è la profondità della struttura (dimensione parallela alla direzione del vento) detta *corda*. Come *criterio di verifica*, in [7] viene raccomandato di soddisfare la condizione

$$v_D > 1,2 v_{m,l} .$$

2.2 - Profilo di velocità del vento

Ad una altezza geotropica, dove le condizioni sono indipendenti dall'attrito:

- il flusso è assunto orizzontale ed omogeneo (stessa direzione e velocità);
- il vento è stazionario (velocità media calcolata in un intervallo temporale di 10 minuti).
- la direzione del vento non cambia con l'altezza da terra.
Le misurazioni effettuate comunque dimostrano che

sopra i 180 metri di quota le direzioni cambiano di pochi gradi.

Il profilo di velocità nella realtà è molto complesso: la velocità istantanea del vento varia casualmente nel tempo e nello spazio; può esser scritta come somma di una parte media, variabile lentamente nel tempo e nello spazio, e di una fluttuazione turbolenta a media nulla, variabile rapidamente nel tempo e nello spazio.

Studiando un profilo immerso in un flusso che abbia direzione principale (si ponga) secondo x , si scrive la velocità in tale direzione come una componente principale (U) epurata dalle varie componenti fluttuanti (u), più le varie componenti (secondo y e z) fluttuanti

$$U(x, y, z, t) = U(z) + u(x, y, z, t)$$

$$v(x, y, z, t)$$

$$w(x, y, z, t)$$

Ovviamente, le U ed u sono quelle più importanti perché danno il contributo principale al carico aerodinamico agente sulla struttura.

Per semplicità si suppone, in ingresso, nulle le componenti di moto fluttuanti e qualunque componente di moto che non sia secondo l'asse x , riducendo il profilo in ingresso ad uno del tipo

$$U(x, y, z, t) = U(z)$$

Nello scrivere il profilo di velocità nella parte più bassa dello strato limite atmosferico, cioè fino a 50-100 metri di quota, la grandezza da tenere più in considerazione è la rugosità della superficie (Figura 2-7) .

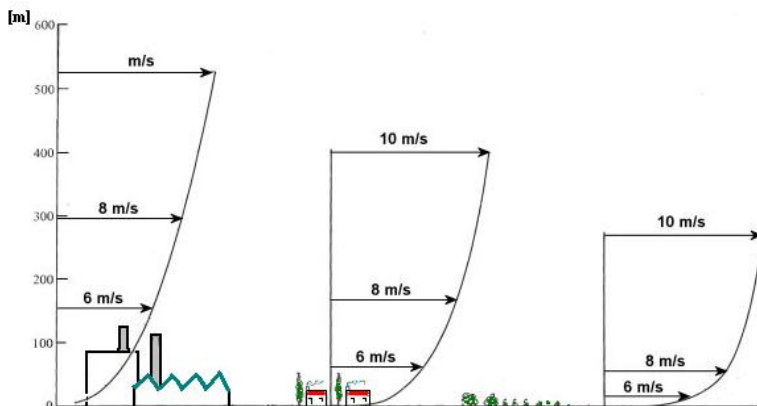


Figura 2-7 Profili di velocità su terreno a seconda della rugidezza.

Infatti, è ovvio come il profilo del flusso che può investire un oggetto sarà ben diverso se esso risulta installato in una pianura rispetto a un'installazione in uno spiazzo in mezzo ad alcuni edifici.

Il cosiddetto profilo logaritmico, che prende in considerazione solo la rugosità della superficie, da risultati attendibili per quote fino a 50-100 metri, arrivando sino a 300 metri di quota in caso di vento di velocità maggiore dei 20 m/s. Nella realtà la situazione è complicata da due fattori: in primo luogo non esistono aree

indefinite di uniforme scabrezza, ma la rugosità del terreno muta in maniera complessa da sito a sito, inoltre il territorio ha una conformazione topografica spesso lontana dal caso ideale di zona pianeggiante.

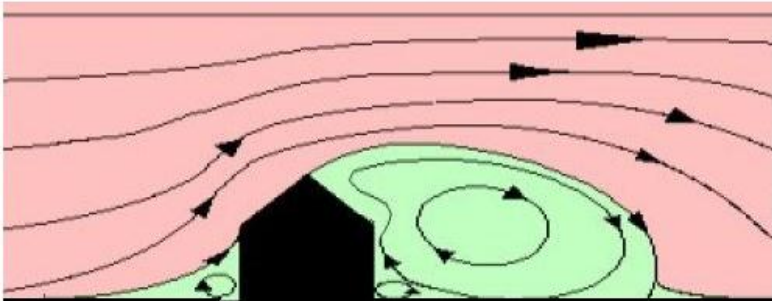


Figura 2-8 Modifica del flusso da parte di un ostacolo.

Per descrivere la scabrezza di un determinato terreno si usa la lunghezza di ruvidezza, che può essere interpretata come la lunghezza media caratteristica dei vortici che si formano al contatto col terreno; sotto tale altezza, in genere è assunto un profilo costante di velocità.

Il profilo di velocità che verrà utilizzato è quello chiamato *Power Law*; questo è un profilo empirico usato per la sua semplicità.

$$U(z) = U(z_{ref}) \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^\alpha$$

con z_{ref} *altezza di riferimento*, spesso 10 m.

I valori dell'esponente α sono riportati in Tabella 2-1 secondo l'EUROCODICE1, e dipendono dalla natura del terreno.

Tabella 2-1 Categorie e parametri del terreno.

Categoria del terreno		Z_0 (m)	Z_{min} (m)	α
0	Mare o area costiera esposta al mare aperto	0,003	1	0,1
I	Laghi o aree pianeggianti con vegetazione trascurabile e senza ostacoli	0,01	1	0,12
II	Aree con vegetazione bassa come prati e ostacoli isolati (alberi, edifici) separati da una distanza almeno pari a 20 volte a quella degli stessi ostacoli	0,05	2	0,16
III	Aree ricoperte uniformemente da vegetazione o edifici o da ostacoli isolati separati da una distanza massima pari a 20 volte quella degli ostacoli stessi (come edifici, periferie o foreste permanenti)	0,3	5	0,22
IV	Aree nelle quali almeno il 15% della superficie è ricoperta da edifici la cui altezza media eccede i 15 m	1	10	0,3

2.3 - Lo stato dell'arte

In questo capitolo si vuole fornire una panoramica sulle pubblicazioni esistenti riguardo i flussi attorno ai concentratori parabolici. Per comprendere più profondamente i fenomeni aerodinamici che coinvolgono queste strutture, sono state effettuate indagini sperimentali, utilizzando gallerie del vento e le tecniche specifiche per lo studio dei flussi aerodinamici attorno alle strutture esterne tipiche degli studi aerodinamici effettuati per la progettazione edilizia. Per finalità più legate alla progettazione è stata poi usata da alcuni autori la CFD, utilizzando le tecniche ed i modelli tipici della Computational Wind Engineering.

2.3.1 - Analisi sperimentale

Alcuni studi effettuati da NREL [9], riportano i risultati di test in galleria del vento volti allo studio del flusso sui collettori a concentrazione installati in un campo solare, al variare della velocità del vento, della loro inclinazione, e della loro posizione nel campo stesso. Per prima cosa è stato testato un modello di collettore isolato, per avere delle linee guida, e poi sono passati allo studio dei collettori nelle loro posizioni più significative con l'intento di ottimizzarne il design nell'ottica della riduzione dei costi di costruzione. Viene inoltre studiato l'effetto di uno schermo poroso posto in testa alla schiera (documenti disponibili su altre

tipologie di collettori hanno dimostrato i benefici della schermatura con recinzioni protettive di circa il 50% di “solidità”.

Lo studio è volto a fornire coefficienti medi di carico per i collettori, isolati ed in schiera, per quanto riguarda il carico fluttuante visto come forza risultante, il carico di picco, e la distribuzione della pressione (60 punti) mappata sul modello del collettore tramite l'apposita attrezzatura ed utilizzata per l'analisi strutturale agli elementi finiti.

S'indaga anche sull'effetto dei cambiamenti del Numero di Reynolds (che è funzione sia della velocità del vento che della dimensione dell'oggetto), poiché la superficie curva del collettore parabolico potrebbe far dipendere i valori dei coefficienti di carico, misurati, dalla velocità del vento. Viene inoltre svolta un'indagine sperimentale sulla sensibilità dei collettori alla turbolenza in ingresso. Secondo gli autori i coefficienti di carico risultano essenzialmente indipendenti dal Numero di Reynolds, probabilmente a causa dell'elevata turbolenza che si ha sul collettore “modellato” in un flusso del tipo “a strato limite superficiale”. Si è reso necessario misurare i carichi di picco in quanto molti tipi di carico aerodinamico non possono essere approssimati come quasi - statici.

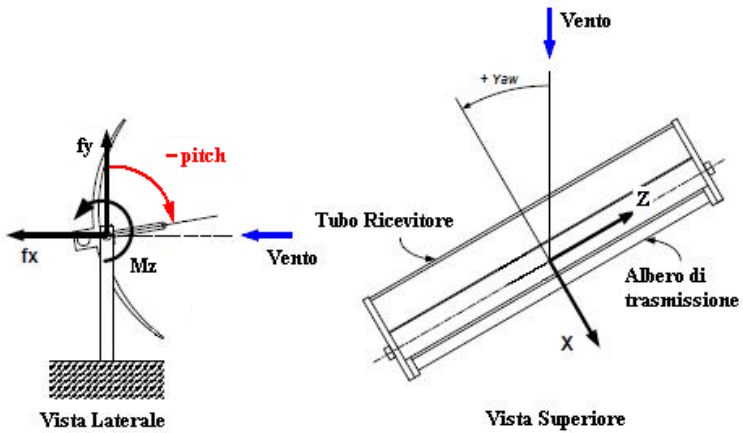


Figura 2-9 Definizione del sistema di coordinate per la galleria del vento.

Come *parametri di test* sono stati scelti quelli che identificano la velocità del vento e l'orientamento del collettore solare: le variabili che descrivono l'orientamento del collettore sono ben esemplificate in Figura 2-9

Sono definiti i seguenti *coefficienti adimensionali*:

- Coefficiente di carico orizzontale $C_{fx} = \frac{f_x}{qLa}$
- Coefficiente di carico verticale $C_{fy} = \frac{f_y}{qLa}$
- Coefficiente di momento di pitch $C_{mz} = \frac{m_z}{qLa^2}$
- Coefficiente di pressione $C_p = \frac{p}{q}$
- Coefficiente di pressione netta o differenziale $C_{dp} = \frac{p_f - p_b}{q}$

Con $q = \frac{1}{2}\rho v^2$ *pressione dinamica*, L *lunghezza della campata*, a *larghezza dell'apertura del collettore*, p *pressione relativa all'ambiente indisturbato*, e p_f e p_b *pressione rispettivamente sul lato frontale e su quello posteriore*.

I carichi aerodinamici sui collettori in fase di funzionamento sono fonte d'interesse perché la deformazione della superficie riflettente dei collettori può causarne una perdita di efficienza.

Uno dei prerequisiti più importanti per ricavare dati corretti dalla simulazione è modellare correttamente lo strato limite atmosferico, nei termini di velocità media e profilo di velocità (o intensità della turbolenza, scala integrale della turbolenza cioè la taglia rappresentativa degli *eddies*). L'importanza della corretta simulazione dello strato limite atmosferico tende a diminuire all'aumentare degli oggetti significativi che circondano il collettore, e che vanno a "dettare" le caratteristiche locali del vento. Poiché nei tunnel del vento non si può simulare gli alti numeri di Reynolds tipici delle strutture in scala piena, diviene importante verificare la sensibilità dei coefficienti di carico con il Numero di Reynolds (può essere alta per strutture aerodinamiche); come già anticipato, i coefficienti di carico risultano quasi indipendenti, per il range di velocità testato, dal Numero di Reynolds.

Modellare correttamente l'intensità della turbolenza è importante anche perché influenza le fluttuazioni del carico; i coefficienti di carico risultano simili per tutte le intensità di turbolenza simulate,

quando $Re > 46000$, probabilmente per merito del basso rapporto segnale/disturbo o alla iniziale “deriva” dello strumento di acquisizione, piuttosto che per merito del comportamento aerodinamico del collettore; con la simulazione numerica, non avendo tali problematiche di misurazione, si potrebbe evidenziare un comportamento diverso.

Comunque in questo caso l'effetto dell'intensità di turbolenza dovrebbe essere adeguatamente rappresentato, perché lo strato limite turbolento simulato ($Re = 50000$ e 21% d'intensità di turbolenza a 9,3 piedi, cioè circa 2,8 m, di altezza) è rappresentativo di un terreno di aperta campagna, assimilabile al luogo dell'installazione.

I carichi sul *collettore isolato* sono preziosi per caratterizzare le *performances* di base. In [9] i coefficienti di carico (medio e di picco) sono schematizzati come funzione dell'angolo di *pitch*, con angoli di *yaw* nulli, cioè vento che è diretto perpendicolarmente all'asse maggiore del collettore. Si può notare come le configurazioni di prova relative gli angoli di *pitch* $+180^\circ$ e -180° siano equivalenti; sono state fatte entrambe come controllo della ripetibilità. Mentre influenza poco la forza verticale e quella orizzontale, la presenza dell'albero di trasmissione risulta influenzare in maniera significativa le fluttuazioni del carico; non necessariamente peggiora la situazione, ed il suo effetto è diverso a seconda che il collettore sia o no il primo della fila.

Sempre riferendoci a condizioni di angolo di *yaw* nullo, i carichi su i *collettori esterni in un campo a filari* sono parzialmente ridotti nella seconda e terza fila grazie all'effetto di schermatura del modulo esterno di prima fila. Il collettore in fondo al campo mostra, nel caso di *yaw* di 30°, un drag maggiore, mentre forza verticale e momento di beccheggio risultano uguali al caso di *yaw* nullo. Il flusso all'interno del campo solare risulta molto turbolento, come è prevedibile; il flusso che passa sopra il primo filare tende a riattaccarsi alla seconda fila ed a diffondere gradualmente a valle. Sempre per quanto riguarda i collettori esterni, gli effetti dell'albero di trasmissione sono generalmente piccoli e hanno effetti più visibili sulla componente verticale delle forze, specie con angoli di *pitch* di -30°; in [9] sono riportati grafici in cui sono quantificati tali valori, e che ci possono aiutare a decidere se considerare o no l'albero di trasmissione nelle nostre simulazioni. Con la barriera aerodinamica porosa (recinzione con solidità al 50%) attorno al campo di collettori, si assiste ad una *drastica riduzione dei carichi aerodinamici*, specie nella componente verticale; dai grafici riportati in [9] si vede anche che diminuisce la differenza tra p_{max} e p_{min} .

Per i *collettori solari interni al campo a filari*, i carichi continuano a decrescere leggermente via via che ci si muove verso valle; la forza verticale ed il momento di *pitch* sono simili per i collettori interni, mentre si possono osservare variazioni sui carichi orizzontali. L'albero di trasmissione non sembra avere effetti

significativi, ma comunque sono maggiori sulla componente verticale.

Per i *collettori solari interni in profondità al campo a filari*, dopo aver eseguito test per svariate posizioni (filare-colonna) e vari angoli di *pitch* (-105° , -150° , -90° , -15° e 15°) la discussione degli autori s'incentra sui valori relativi a -150° , -90° e 15° . Non misurano, al variare della posizione, un'apprezzabile variazione della componente laterale della forza per i collettori più a valle, ma si ha una drastica riduzione della componente in direzione del vento per la seconda fila, che tende ad essere un po' recuperata dalla quinta fila (per *pitch* = -90°). Si vede, per *pitch* = -30° , lo stesso andamento per la componente verticale della forza, eccetto il fatto che il recupero è più vigoroso. Il momento di *pitch* decresce lentamente fino al quinto filare, ed a valle diviene indipendente dalla posizione nella riga. Tuttavia, in alcuni casi i carichi dinamici all'interno del campo risultano amplificati: ciò implica che la possibile riduzione del carico di picco di progettazione per i collettori più interni, finisce per essere trascurabile, specie se si va ad analizzare la posizione di *sleep*.

I *test in galleria del vento* mostrano considerevoli variazioni del comportamento, nel campo solare, del carico aerodinamico, in dipendenza dell'angolo di *pitch* e della componente di carico (F_x , F_y , F_z , M_z) che si va ad analizzare: per esempio, il carico medio, all'interno del campo, varia in maniera diversa dal carico dinamico. Comunque in [9] si nota che i carichi aerodinamici sui

collettori sono considerabili essenzialmente invariati nelle posizioni più interne alla quinta fila e la quarta colonna dal bordo del campo, tanto da poterli considerare costanti nella parte più interna del campo. Nello stesso testo (paragrafo 4.7, figura 4-34) sono forniti anche dati sulle caratteristiche del vento all'interno del campo solare, in forma di velocità media e profilo di turbolenza, che potrebbero essere utili come riprova per eventuali raffronti con simulazioni numeriche.

Lo scopo di [9] è trovare i carichi aerodinamici, in funzione della posizione nel campo, da applicare in fase di progettazione per il dimensionamento della struttura, del motore etc. etc.. Avendo due tipo di dati, e cioè quelli derivanti dal bilanciamento delle forze (che sono comunque influenzati dall'apparato sperimentale) e quelli derivanti dall'integrazione della mappatura delle pressioni (che per evidenti motivi non può avere un grado di precisione altissimo), i carichi sono "adattati" per tornare con la mappatura di pressione. La tabella 4.1 in [9] riassume i casi di carico per le varie posizioni analizzate nel campo (attenzione, in tale trattazione il sistema di riferimento usato è diverso), ciascuna con le sei configurazioni che massimizzano una componente, positiva e negativa, del carico. Per le configurazioni con rete di protezione aerodinamica, i dati sono derivati dalla misurazione delle forze. Si è visto che, per i collettori interni, la presenza dell'albero di torsione ha una influenza molto piccola sui carichi di design. Per le *pressioni differenziali di design*, si hanno massime in corrispondenza dei bordi del collettore, e quindi ci si può notare

come la rottura dovuta alle deformazioni da carico aerodinamico parta dai bordi.

L'uso dei picchi di pressione non è però adatto alla progettazione, poiché non sono mai contemporanei. Le pressioni differenziali istantanee possono causare la flessione del collettore, con conseguente *perdita di efficienza* e anche rottura degli specchi deflettori.

Si usano generalmente le simulazioni FEM per correlare le azioni aerodinamiche e la risposta della struttura; per il *calcolo del carico di design* si fa l'esempio della componente secondo x:

$$\begin{cases} C_{f_x} = \frac{f_x}{qLa} \\ q = \frac{1}{2} \rho v^2 \end{cases} \rightarrow f_x = C_{f_x} q La$$

si vede che per calcolarli si dovrà specificare o q oppure v : quest'ultimo generalmente si trova nelle norme, ma in genere per altezze non compatibili con quelle dei collettori solari e quindi vanno ricavate con modelli, tipo quello di strato limite.

2.4 - Descrizione dell'attività

Di seguito verranno descritte le ipotesi e le semplificazioni adottate, giustificando la scelta di effettuare simulazioni bidimensionali in luogo delle 3D, descrivendo la mesh utilizzata, il modello risolutivo e le condizioni al contorno utilizzate.

2.4.1 - Considerazioni preliminari

In fase preliminare, si è scelto di dedicarsi ad una campagna di simulazioni bidimensionali: la geometria di un filare di collettori ha come dimensione predominante la larghezza, che può contare da dieci fino a centinaia di volte rispetto alla corda del collettore; sono state quindi eseguite simulazioni stazionare, in quanto lo scopo è quello ricavare coefficienti di forma per varie geometrie al variare dell'angolo di *pitch*, lasciando le simulazioni instazionarie come possibile sviluppo futuro, per una eventuale indagine sul *vortex shedding*.

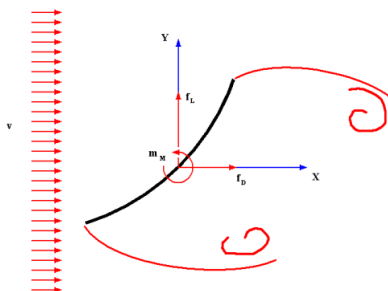


Figura 2-10 Sistema di riferimento utilizzato.

Partendo dal simulare una ben determinata geometria, la geometria 1, ci siamo poi rivolti ad altre ipotetiche geometrie di possibile realizzazione, per

creare un *database* che possa aiutare il Progettista che si trovi confrontarsi con parabole di diverso rapporto f/c , che comunque consenta una buona efficienza di concentrazione. Dato l'intento del presente lavoro, ci siamo dati come obiettivo la valutazione, per le geometrie prescelte, della variazione dei carichi aerodinamici con l'angolo di *pitch*, ovviamente a parità degli altri parametri geometrici e della velocità del vento.

Introducendo il parametro di forma focale/corda f/c possiamo affermare che, per avere prestazioni buone, tale rapporto deve mantenersi nel seguente intervallo.

$$0,2 \leq f/c \leq 0,8$$

Essendo l'equazione della parabola

$$y = k \frac{x^2}{f} , \quad (k = 1/16)$$

si vede che, come scelta la corda ed il rapporto f/c , si sia scelta la geometria.

Sono state quindi simulate, mantenendo la corda costante, quattro geometrie esposte ad un flusso *power law* con velocità di riferimento 28m/s. Si è poi provveduto a raddoppiare le dimensioni di una di queste, simulandone i flussi con in ingresso lo stesso profilo di velocità. Si riporta in Tabella 2-2 le geometrie oggetto di indagine. Nella configurazione scelta per la

simulazione è stato omesso il tubo ricevitore, in virtù della sua scarsa influenza sui carichi aerodinamici.

Tabella 2-2 Geometrie oggetto di indagine.

	GEOM 1	GEOM 2	GEOM 3	GEOM 4	GEOM 1x2
Corda [m]	1,55	1,55	1,55	1,55	3,10
Focale [m]	0,80	0,31	1,24	0,54	1,60
Altezza da terra [m]	1,50	1,50	1,50	1,50	3,00
Spessore [m]	0,03	0,03	0,03	0,03	0,05
Dist. Uscita Galleria [m]	20,00	20,00	20-40	20,00	40-60-70
Altezza Galleria [m]	25,00	25,00	25-30	25,00	50-60
Dist. Ingresso Galleria [m]	10,00	10,00	10,00	10,00	20,00
Rapporto f/c	0,52	0,20	0,80	0,35	0,52
Rapporto h/c	0,97	0,97	0,97	0,97	0,97

Anche l'intelaiatura è stata omessa, al fine di evitare una eccessiva complicazione della *mesh*, ed avere valori il più generali possibili.

Viene ipotizzato che il collettore analizzato sia installato in uno spazio ragionevolmente ampio ed assimilabile ad una aperta pianura con piccola vegetazione, per rendere i dati ricavati il più possibile caratteristici della geometria; se vi fossero strutture o oggetti nelle vicinanze, in grado di modificare in maniera significativa il campo di velocità che approccia il collettore, li si potrebbero inserire nella geometria, andando quindi a simulare il flusso in maniera più completa, indagando su eventuali effetti positivi o negativi; in questo ambito si potrebbero collocare indagini sugli effetti del vento su collettori in schiera, oppure sull'effetto di schermatura operato da una recinzione porosa.

In seguito è stato modellato un dominio di calcolo di forma rettangolare, riportato in Figura 2-11.

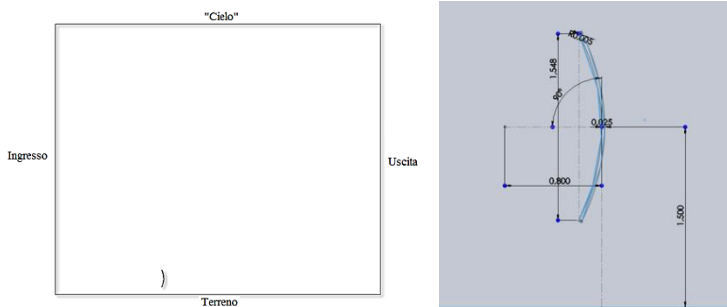


Figura 2-11 Dominio di calcolo e dettaglio sezione parabolica di geometria 1.

Volendo studiare le azioni aerodinamiche agenti su una struttura esposta ad un vento atmosferico, si è ritenuto fondamentale utilizzare, per la condizione al contorno da porre in ingresso, due profili di velocità *ah hoc*. Viene adottata, vista appunto l'ipotesi di terreno pianeggiante e sgombro, due profili *Power Law* (si veda Paragrafo 2.2 -) con velocità di riferimento 14 m/s e 28 m/s.

2.4.2 - Codice di calcolo utilizzato

Il software CFD utilizzato è un solutore ai volumi finiti: questo metodo di discretizzazione delle equazioni ha l'importante vantaggio di garantire la conservazione dei "parametri integrali" (la portata, il momento della quantità di moto) in ogni cella finita, e non solo nel caso in cui la griglia sia sufficientemente densa.

Adotta un approccio di tipo integrale nella formulazione discreta di una equazione differenziale, basato sulla discretizzazione diretta nel dominio di calcolo della formulazione integrale delle equazioni scritte in forma conservativa (in altre parole, riscrive le equazioni alle derivate parziali dell'equazione di *Navier-Stokes* nella forma conservativa e poi le discretizza): questo approccio garantisce intrinsecamente la conservazione dei flussi attraverso un particolare volume di controllo, e la sua natura (integrale) gli conferisce il grande vantaggio di poter impiegare volumi di forma arbitraria per la suddivisione del dominio fisico: è possibile usare uno spazio computazionale uguale a quello fisico.

Dopo la suddivisione del dominio di calcolo in celle, le equazioni vengono integrate sul generico elemento. Il procedimento consente di esprimere la variazione nel tempo del valore medio nell'elemento della grandezza di volta in volta considerata. La discretizzazione ai volumi finiti delle equazioni alle derivate parziali, coinvolgendone la forma integrale, soddisfa automaticamente le leggi di conservazione della massa, della quantità di moto e dell'energia. Sebbene la soluzione generale sia di tale natura, non esiste alcuna garanzia che sia la soluzione esatta. Inoltre questo metodo è sensibile ad elementi distorti che possono impedire la convergenza del procedimento di calcolo, in special modo se tali elementi si trovano in regioni di flusso critico: quindi in tali zone è necessario ottenere una *mesh* di buona qualità, e preferibilmente abbastanza "fine".

Dopo aver impostato la simulazione come stazionaria, tra i modelli di turbolenza già implementati nel programma, abbiamo scelto tra i *RANS* il modello *k-ε RNG*: è un modello sviluppato usando il *Re-Normalization Group Method* – RNG, sviluppato da *Yakhot* et al [10] per normalizzare le equazioni di *Navier-Stokes* tenendo conto degli effetti dei moti su piccola scala. Lo si è scelto per i vantaggi che dà nella modellazione di flussi confinati, come è il nostro, poiché, in virtù anche delle opzioni scelte per i "contorni" delle *meshes*, si è creata una vera e propria galleria del vento virtuale. Inoltre questo modello, rispetto al *k-ε* standard, ha mostrato più precisione nella modellazione della scia, in special modo nella determinazione della lunghezza della stessa e nella distanza necessaria allo sviluppo del flusso a valle del collettore.

Come tutti i modelli basati sull'ipotesi di *Boussinesq*, che di fatto coincide con l'ipotesi di isotropia della turbolenza, anche questo ha comunque limiti nella risoluzione di moti molto vorticosi, nei quali si riscontra una forte anisotropia della turbolenza.

Come trattamento a parete, dopo prove comparative, è stato scelto il *Enhanced wall treatment*.

Essendo il caso studiato un flusso abbastanza lento, e quindi considerabile come incomprimibile, si è scelto di mantenere come approccio risolutivo quello *pressure-based*: questo fu sviluppato per i flussi lenti e considerabili incomprimibili, a differenza del

metodo *density-based* che è stato sviluppato per i flussi comprimibili ad alte velocità.

Con l'approccio *pressure-based* la pressione viene ricavata tramite un'equazione che è ottenuta dalla manipolazione delle equazioni di continuità e di moto.

Come algoritmo risolutivo si è scelto l'algoritmo *SIMPLE*: è stato uno dei primi algoritmi per la risoluzione delle equazioni di *Navier-Stokes* (e di *Reynolds*), ed è ancora usato in un vasto numero di applicazioni di software CFD; è un metodo risolutivo relativamente semplice, ma il tasso di convergenza della versione base di questo algoritmo è piuttosto bassa, ed in caso di convergenza le soluzioni stabili sono generalmente trovate dopo un grande numero d'iterazioni.

In Tabella 2-3 vengono riportati i valori dei residui di convergenza.

Tabella 2-3 Residui impostati per la convergenza.

Residui per la convergenza	
Continuità	1,E-06
Velocità in direzione X	1,E-03
Velocità in direzione Y	1,E-03
Energia	1,E-06
Energia Cinetica Turbolenta	1,E-03
Tasso di Dissipazione Turbolenta	1,E-03

Passiamo adesso ad elencare le condizioni al contorno: oltre alla condizione di *stationary wall –no slip* impostata per la superficie della parabola e per il terreno, è stato impostato per l'ingresso l'opzione *velocity inlet*, per poi immettere i parametri necessari (velocità, energia cinetica turbolenta e tasso di dissipazione turbolenta) per mezzo di *profile files* precedentemente scritti.

Per l'uscita abbiamo scelto l'opzione *pressure outlet*, impostando un differenziale di pressione nullo.; per la parte superiore del dominio è stato impostato l'opzione *symmetry*: questa “specchia” il dominio rispetto alla linea su cui è applicata, quindi è stato necessario effettuare delle simulazioni preliminari al fine di verificare che il dominio fosse abbastanza alto da evitare effetti di “specchiatura” tali da influenzare il flusso attorno al concentratore parabolico.

2.4.3 - La mesh creata per la simulazione bidimensionale

Il requisito principale di una griglia, oltre a consentire di ottenere una soluzione *grid independent*, è l'essere abbastanza fine da rendere possibile con sufficiente precisione la caratterizzazione dei fenomeni fisici nel dominio computazionale, ma allo stesso tempo non eccedere in numero di nodi ed elementi al fine di non esasperare i tempi di calcolo.

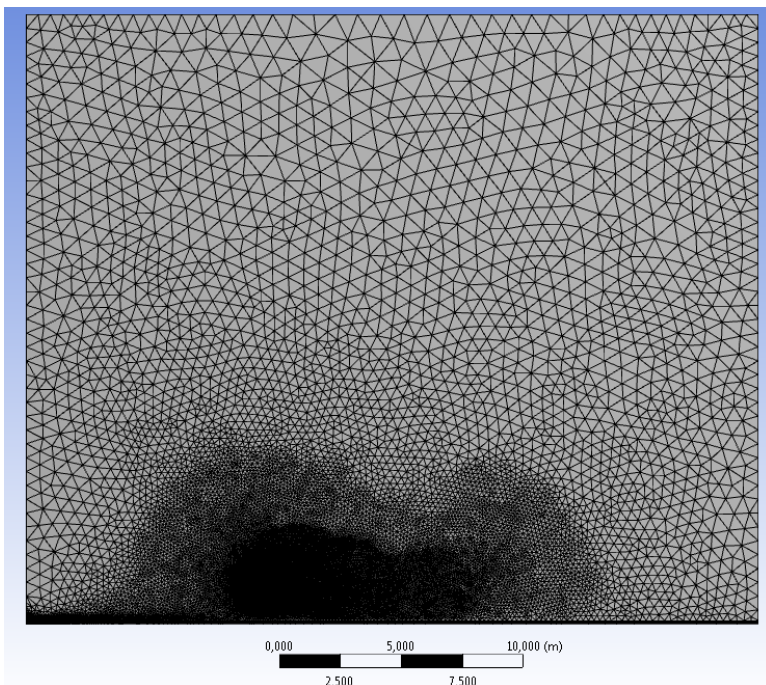


Figura 2-12 Mesh realizzata per la Geometria 1 con inclinazione 90° e velocità 28 m/s.

Per ottenere una precisione abbastanza uniforme, ed una descrizione efficiente dei fenomeni, si devono addensare i nodi dove il flusso subisce cambiamenti più repentini, in particolare in prossimità delle pareti e degli spigoli, specie quelli più accentuati, in modo da non perdere informazioni e rappresentare in modo corretto il flusso. Deve essere tuttavia evitata la creazione di griglie con celle troppo “allungate” o asimmetriche, perché possono facilmente portare a difficoltà di convergenza delle

soluzioni, e di evitare passaggi troppo bruschi tra zone a densità molto diversa.

Esistono due tipologie di griglie: in quelle *strutturate* il dominio computazionale è suddiviso in blocchi seguendo delle indicazioni di forma specificate dall'operatore, in quelle *non strutturate*, come quella che andremo ad utilizzare, i nodi sono distribuiti nel dominio in modo "casuale", seguendo una specifica legge per la disposizione della densità del numero dei nodi. Con questo tipo di approccio si possono generare griglie per domini di complessità geometrica arbitraria, ma la risoluzione delle equazioni di flusso diventa decisamente più lunga.

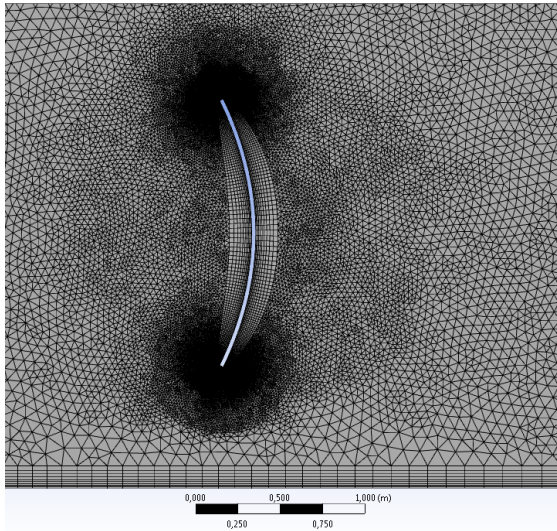


Figura 2-13 Dettaglio mesh su parabola.

Poiché la simulazione bidimensionale del caso trattato è fatta su un dominio molto grande rispetto alla parabola, e nella maggioranza di questo spazio non è fondamentale la precisione e l'accuratezza dei risultati, si è deciso di applicare al piano della simulazione un *Method* di tipo *All Triangles* per rendere più rapido il calcolo. Si è posta attenzione alla definizione della *mesh* sui bordi del concentratore, e sulla superficie dello stesso, inserendo dei vincoli sulle dimensioni degli elementi e realizzando una griglia esaedrica, aumentando così in tali zone la qualità della *mesh*, ai fini della corretta simulazione dello strato limite. L'altezza del primo elemento a contatto con le superfici è stata posta in base alle condizioni di moto nei pressi delle superfici ed alle condizioni necessarie per una buona risoluzione con il trattamento a parete prescelto, come spiegato più avanti. Si è posta molta attenzione nell'evitare brusche variazioni della lunghezza degli elementi, specie nei passaggi tra le zone a base triangolare e le *Inflations*.

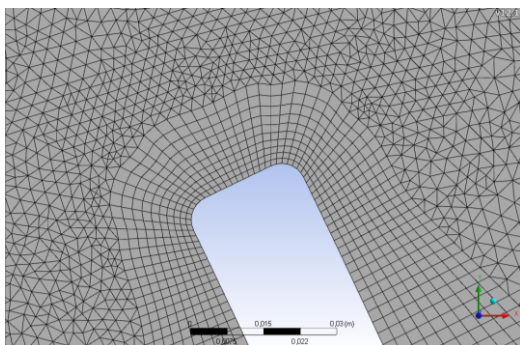


Figura 2-14 Dettaglio della meshatura su uno spigolo.

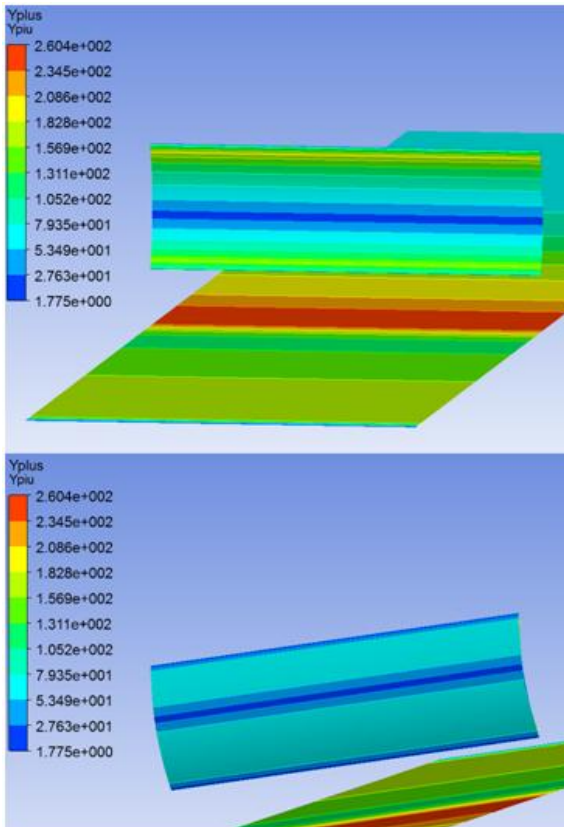


Figura 2-15 Distribuzione dell' y^+ sulla superficie.

Si è scelto di realizzare meshes parametriche, per rendere più agevole la creazione delle griglie per le varie geometrie ed angolazioni testate.

Nell'utilizzare questa mesh parametrica per geometrie che abbisognino di domini di calcolo di dimensioni diverse, si deve

tenere presente che i sistemi di coordinate non sono stati definiti in maniera parametrica, ma basandosi sulle coordinate di un Coordinate System definito dal mesher scegliendo le due linee paraboliche che descrivono il concentratore, e sono fissi nel sistema di riferimento globale. Quindi se si varia la geometria devono essere variate di conseguenza anche le origini di tali sistemi di riferimento.

Oltre ad aver infittito la *mesh* in scia alla parabola la si è raffinata anche di fronte alla stessa, per migliorare la definizione del flusso nell'immediato intorno del collettore, al fine di simulare correttamente il fluido e ottenere valori corretti delle forze agenti sul concentratore e visualizzare correttamente la scia, in modo che, se si volesse simulare in prima approssimazione gli effetti su un secondo collettore in schiera si potrebbe usare una *mesh* dell'elemento singolo (correttamente limitata nel dominio) ed applicarvi un profilo di velocità prelevato a valle del collettore da noi simulato; ovviamente tale tipo di simulazione è da considerarsi "di massima" poiché non evidenzierebbe le influenze del secondo collettore sul primo.

Effettuata una griglia a base esaedrica per le superfici, si è provveduto a rifinirla nell'intorno delle stesse tramite l'inserimento di zone con vincoli dimensionali per gli elementi, per avere una buona transizione e evitare alti valori di *Skewness* ed *Aspect Ratio*.

Le simulazioni di taratura sono servite anche a scegliere una corretta altezza del dominio, in modo da evitare gli effetti dovuti alla scelta della condizione al contorno per la parte superiore del dominio.

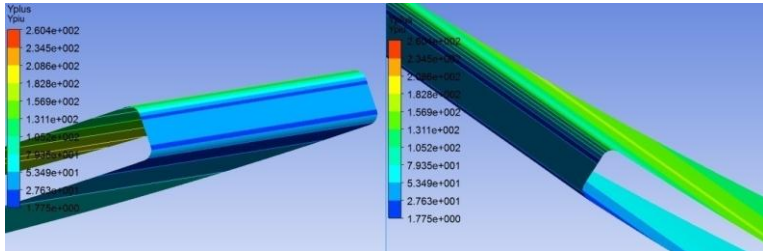


Figura 2-16 Distribuzione del parametro y^+ sugli spigoli del concentratore esposto ad un vento di 28 m/s.

Tornando alla *mesh* utilizzata, grazie all'accortezza di utilizzare impostazioni parametriche, cambiando il relativo parametro, si modifica l'inclinazione del concentratore parabolico, e si "realizza" quindi la *mesh* relativa ad ogni inclinazione.

2.5 - Risultati

Verranno di seguito riportati i risultati ottenuti tramite le simulazioni CFD, confrontandoli con i risultati dei test in galleria del vento delle pubblicazioni di riferimento. Una volta accertati del buon accordo tra i risultati numerici e quelli sperimentali, è stata eseguita una campagna di simulazioni a diversi angoli di pitch e con diverse configurazioni del parametro geometrico f/c .

2.5.1 - Le forze aerodinamiche agenti sul concentratore

La compagna di simulazione ha portato a poter elencare i valori di forze e momenti, al variare dell'angolazione del concentratore, riportati in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**

Tabella 2-4 Forze e coefficienti aerodinamici.

Velocità del vento 28 m/s						
Angolo [°]	Fx [N]	Fy [N]	Mz [Nm]	CFx	CFy	CMz
-180	39,8	378,1	50,4	0,06	0,56	0,05
-173	64,7	42,0	108,2	0,10	0,06	0,10
-165	112,8	-135,7	121,5	0,17	-0,20	0,12
-158	169,8	-177,3	136,6	0,24	-0,26	0,13
-150	232,8	-228,6	149,4	0,34	-0,34	0,14
-140	349,4	-280,9	149,8	0,51	-0,41	0,14
-135	413,0	-292,9	145,9	0,61	-0,43	0,14
-120	614,5	-272,0	121,4	0,90	-0,40	0,12
-105	784,7	-161,7	79,0	1,16	-0,24	0,08
-90	877,1	14,6	24,2	1,29	0,02	0,02
-75	850,2	204,2	-39,8	1,25	0,30	-0,04
-60	701,4	337,1	-100,1	1,03	0,50	-0,10
-45	450,3	328,2	-146,6	0,68	0,48	-0,14
-30	250,5	255,9	-152,1	0,37	0,38	-0,14
-15	122,3	172,3	-121,7	0,18	0,25	-0,12
-7	71,1	-23,3	-114,8	0,10	-0,03	-0,11
0	47,1	-456,8	-59,9	0,07	-0,67	-0,06
15	169,3	-948,1	163,0	0,23	-1,40	0,15
20	226,0	-919,1	175,1	0,33	-1,35	0,17
25	307,1	-843,8	138,9	0,45	-1,24	0,13
30	393,2	-777,9	93,8	0,58	-1,15	0,09
38	524,9	-724,5	68,1	0,77	-1,07	0,06
45	603,4	-641,4	57,4	0,89	-0,94	0,05
60	832,7	-509,5	42,8	1,23	-0,75	0,04
75	976,8	-278,0	24,1	1,44	-0,41	0,02
90	1024,9	-2,9	4,4	1,51	0,00	0,00
105	963,4	268,4	-15,3	1,42	0,40	-0,01
120	805,2	489,8	-34,4	1,19	0,72	-0,03
135	580,5	621,9	-52,2	0,85	0,92	-0,05
150	331,4	652,8	-76,3	0,49	0,96	-0,07
155	240,4	665,0	-111,2	0,35	0,98	-0,11
160	163,1	692,0	-142,1	0,24	1,02	-0,14
165	112,9	697,3	-127,5	0,17	1,03	-0,12
172	64,8	613,4	-54,8	0,10	0,90	-0,05
180	39,8	378,1	50,4	0,06	0,56	0,05

Dai dati ottenuti con le simulazioni si ricavano facilmente i vari coefficienti; si sono utilizzate le seguenti formule, che calcolano i coefficienti in modo poi da ricavarne le forze senza dover

calcolare la sezione frontale del collettore, ma conoscendone corda a , larghezza l e pressione cinetica di picco $q_p(z)_{28\text{ m/s}}$;

$$Cf_X(p^\circ) = \frac{F_X(p^\circ)}{q_{p_{28\text{ m/s}}} * a * l}$$

$$Cf_Y(p^\circ) = \frac{F_Y(p^\circ)}{q_{p_{28\text{ m/s}}} * a * l}$$

$$Cm_z(p^\circ) = \frac{M_z(p^\circ)}{q_{p_{28\text{ m/s}}} * a^2 * l}$$

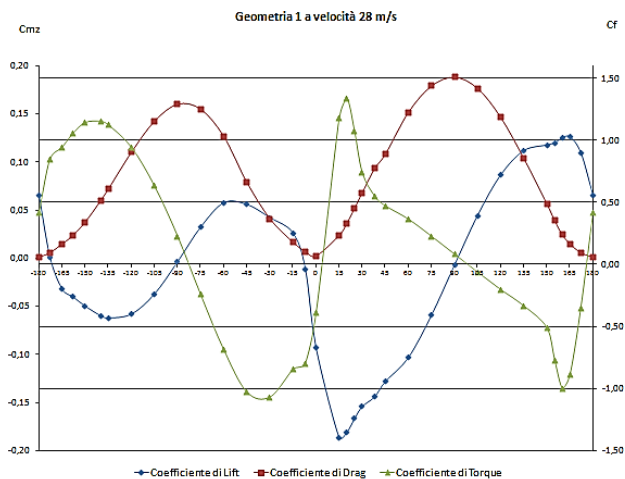


Figura 2-17 Andamento dei coefficienti di Lift, Drag e Torque al variare della angolazione del concentratore.

Sempre dal grafico dei coefficienti di carico (Figura 2-17), si notano intervalli di quasi-antisimmetria e di quasi-simmetria di 180 gradi, sfalsati tra loro di 90.

La derivata del *drag* rispetto all'angolo ha i valori massimi negli intorno di 45° e dei suoi multipli, mentre i coefficienti di *lift* e *torque* li hanno per i multipli di 90° . Come d'altronde c'era da aspettarsi, si vede che i valori maggiori per la forza di *drag* si hanno per valori dell'angolo di *pitch* vicini ai 90° e -90° , il *lift* positivo (forza ascendente) per valori prossimi ai 150° (con massimo in un intorno di 165°) e quello negativo per valori in un intorno di 30° , con massimo in 15° .

Il momento ha il suo massimo intorno all'inclinazione di 15° , ma ha valori alti per un intorno molto più ampio che fa centro in -135° : ma i più significativi, in valore assoluto, si hanno per il momento negativo nell'intorno di -30° , ed notevole è anche il picco nell'intorno di 165° . Quindi, una buona posizione di riposo per la geometria 1 sarebbe in un intorno dei 180° di inclinazione; però è strutturalmente irrealizzabile con semplici soluzioni.

La posizione 0° presenta un *lift* abbastanza alto e con una variabilità troppo accentuata, che potrebbe causare fenomeni vibratorii non semplicemente modellabili, ed in più lascerebbe lo specchio ed il tubo concentratore completamente esposti agli agenti atmosferici.

Come si vede dai grafici, non esiste una posizione in cui le forze sono tutte modeste, una posizione buona potrebbe essere nell'intorno di -135° (Figura 2-18), dove anche se la forza verticale carica significativamente la struttura, la forza orizzontale è ragionevolmente bassa ed il momento (positivo, cioè che tende a fare ruotare la parabola verso i -90°) presenta un valore non molto alto. Buona anche la posizione -120° suggerita da [11] dove il momento ed il *lift* risultano un po' più bassi, a spese di un aumento del *drag*.

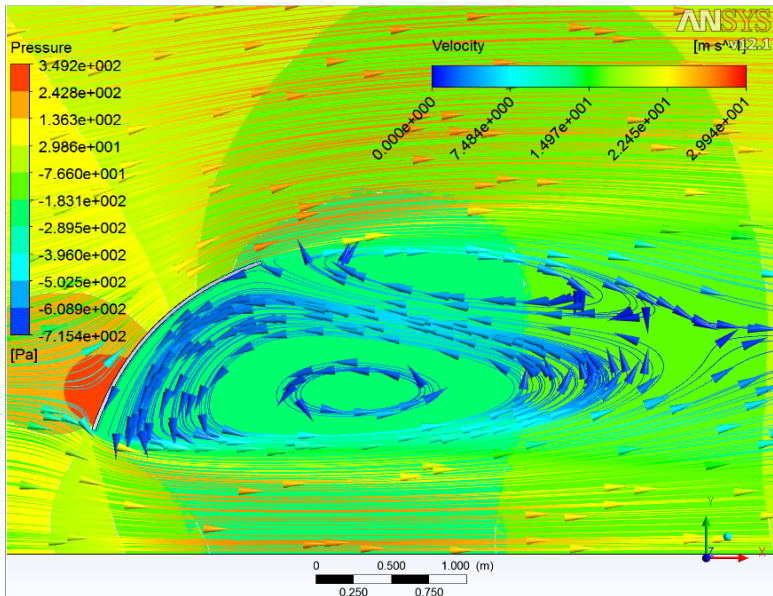


Figura 2-18 Visualizzazione del flusso e del campo di pressione calcolato, per la Geometria 1 a -135° .

2.5.2 - Confronto con le pubblicazioni di riferimento

Prima di proseguire con la descrizione dei risultati, è necessario un confronto dei dati ottenuti con reperiti in letteratura. A parte la geometria con rapporto focale su corda pari a 0,2, caso estremo nella nostra trattazione, vediamo come le geometrie da noi simulate presentino un andamento dei coefficienti del tutto assimilabile a quello forniteci in [11] per un collettore isolato (Figura 2-19).

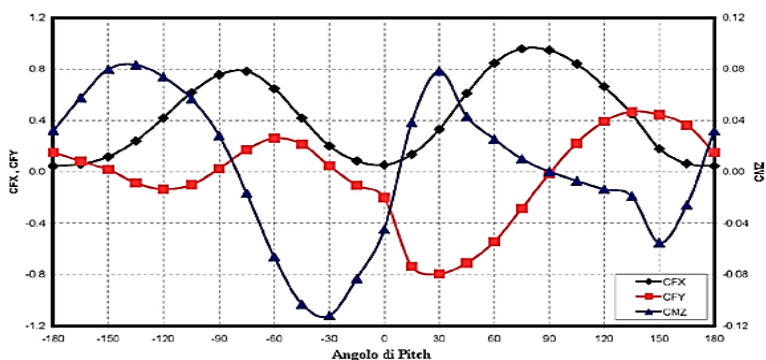


Figura 2-19 Grafico dei coefficienti di forma fornito in [11].

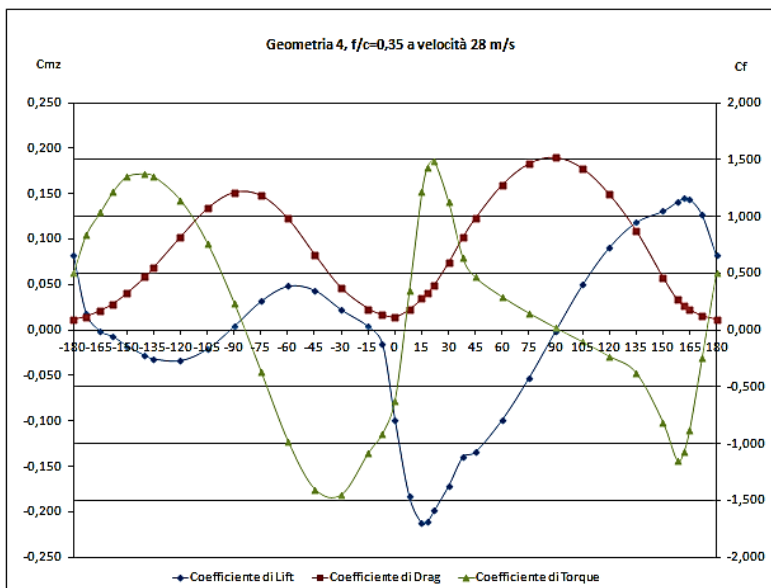
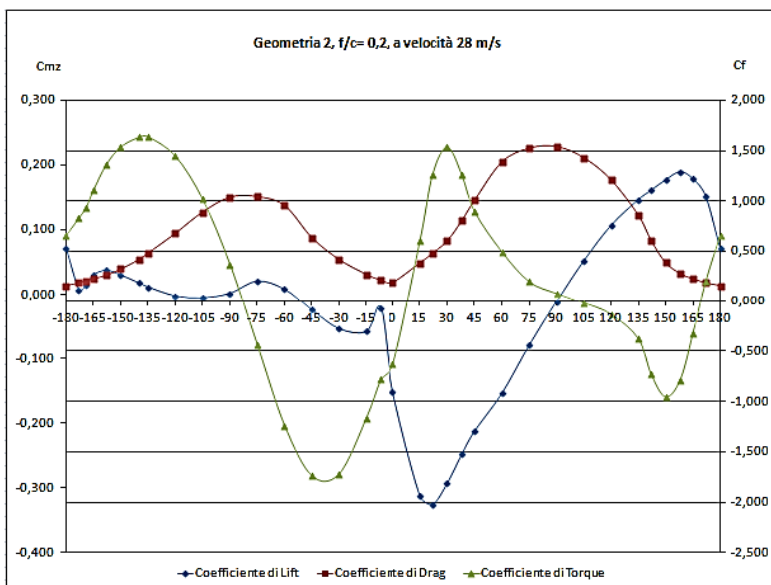


Figura 2-20 Coefficienti di forma per le geometrie 1 e 4.

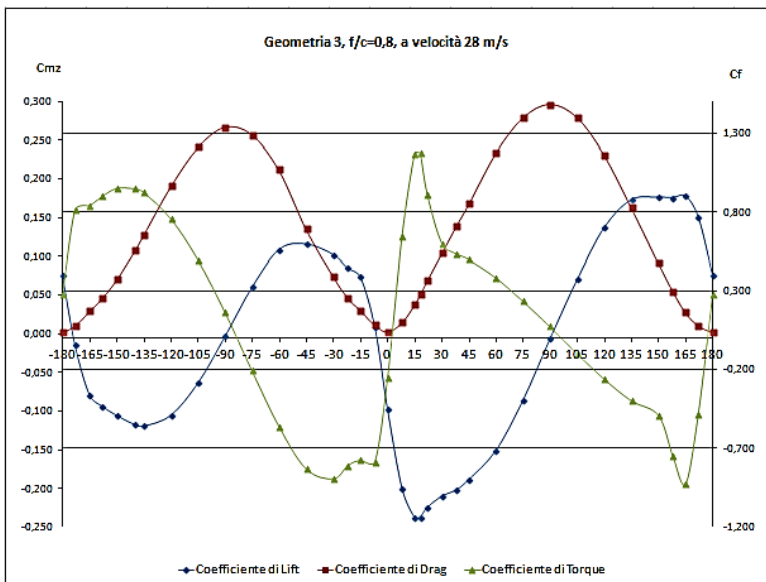
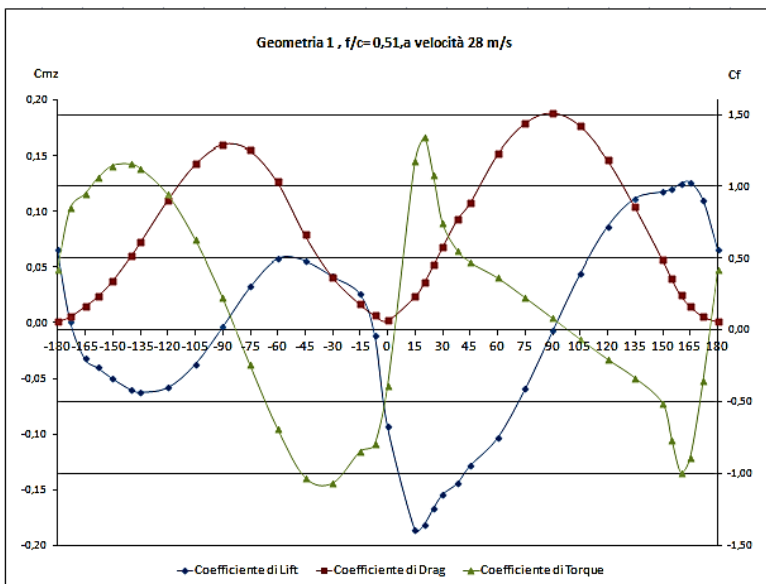


Figura 2-21 Coefficienti di forma per le geometrie 1 e 3.

Per quanto riguarda il testo **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**, sebbene per i test in galleria del vento sia stato creato un *layout* per avere in arrivo sulla parabola un profilo riconducibile al *Power Law*, come già scritto in precedenza, diventa difficile confrontare risultati derivati da simulazioni 2D con evidenze sperimentali di geometrie lambite da flussi correttamente trattabili solo come tridimensionali, come nel caso del collettore isolato testato dagli autori



Figura 2-22 Configurazione usata in Errore. L'origine riferimento non è stata trovata. per la misurazione delle azioni su un collettore isolato.

Può risultare più veritiero confrontare gli studi effettuati con i dati derivati dal test in galleria del vento della configurazione di collettore non isolato, ma bensì centrale nella prima fila di

collettori in un campo solare, anche se è stato simulato un solo filare di collettori.



Figura 2-23 Schiera di collettori utilizzata in [2]. Si nota, di colore rosso, un modellino di collettore utilizzato per la misurazione del momento.

Come è possibile notare, c'è un buon accordo tra gli andamenti dei coefficienti, specie se si considera quelli di geometria 4.

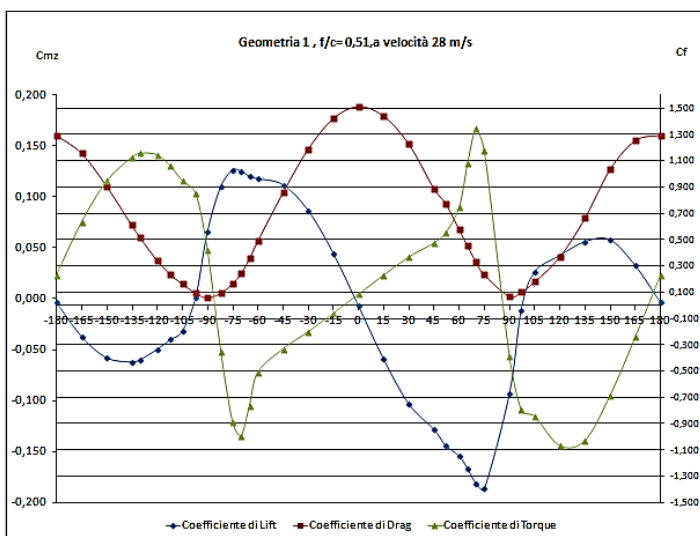
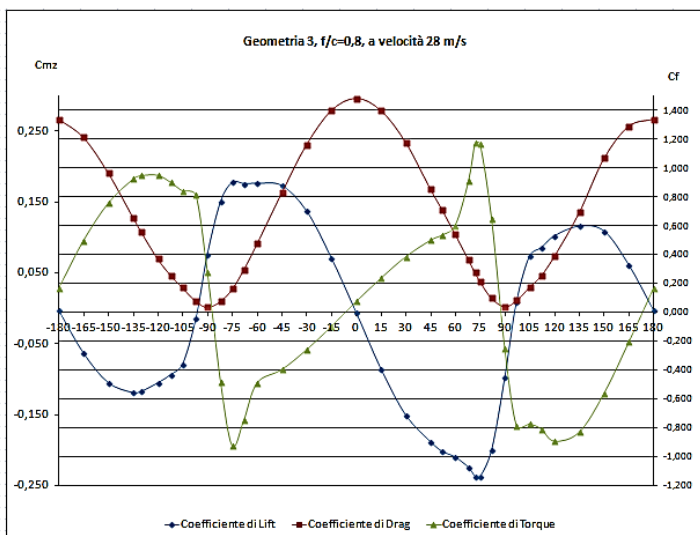


Figura 2-24 Coefficienti di forma delle geometrie simulate (1 e 3).

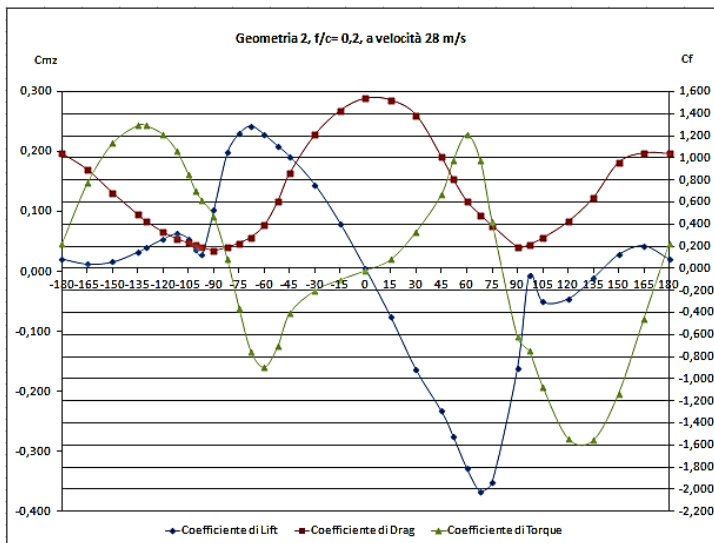
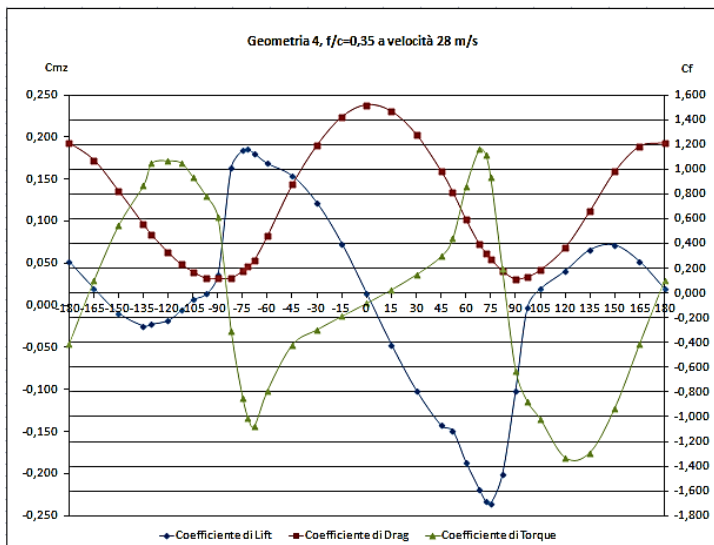


Figura 2-25 Coefficienti di forma delle geometrie simulate(2 e 4).

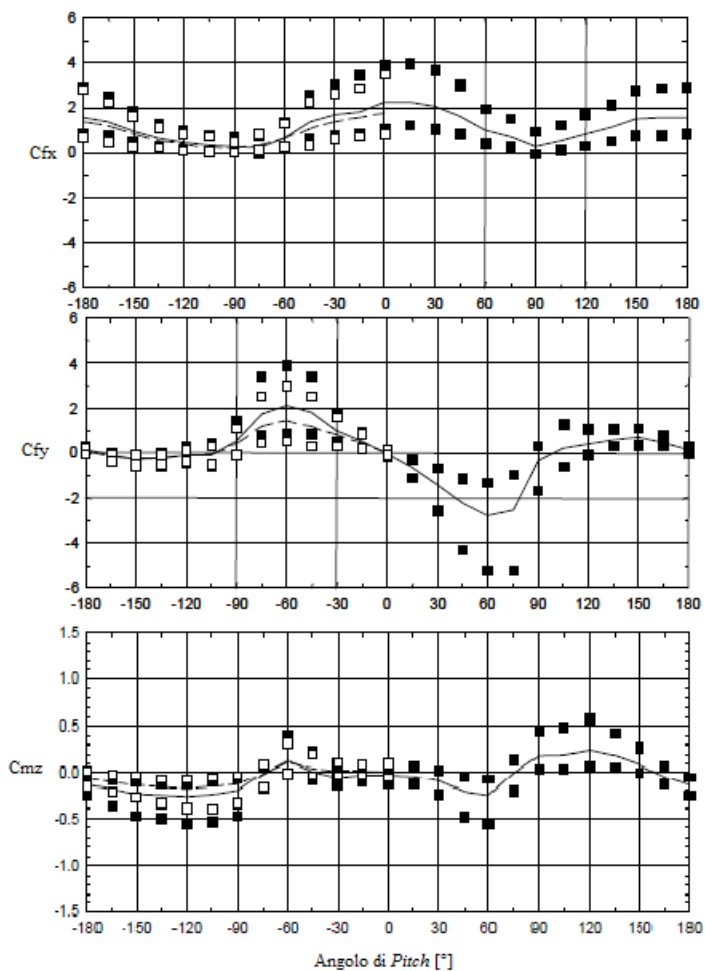


Figura 2-26 Andamento dei coefficienti di forma tratto da [2], per un collettore isolato.

2.5.3 - Confronto tra geometrie a parità di corda

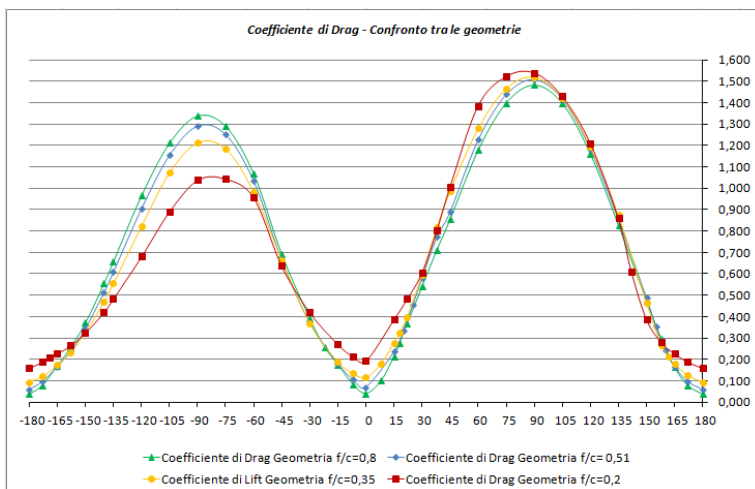


Figura 2-27 Andamento del coefficiente di drag con l'angolo di inclinazione, al variare della geometria.

Si riporta adesso un'analisi comparativa dei dati ricavati dalle simulazioni con profilo in ingresso con la velocità indisturbata pari a 28 m/s, per le geometrie dalla 1 alla 4 (vedasi Tabella 2-2).

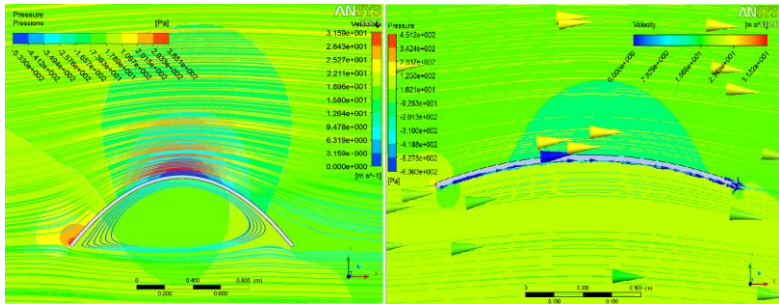


Figura 2-28 Campi di moto a confronto: geometria 2 e 3 a 180° di inclinazione.

È di semplice comprensione il fatto che, in un intorno di 0° e di 180°, il coefficiente di *drag*, calcolato con le formule riportate al paragrafo 2.5.2 -, aumenti con la diminuzione del rapporto f/c ; infatti la sezione frontale in tali posizioni diviene via via più grande al diminuire della focale.

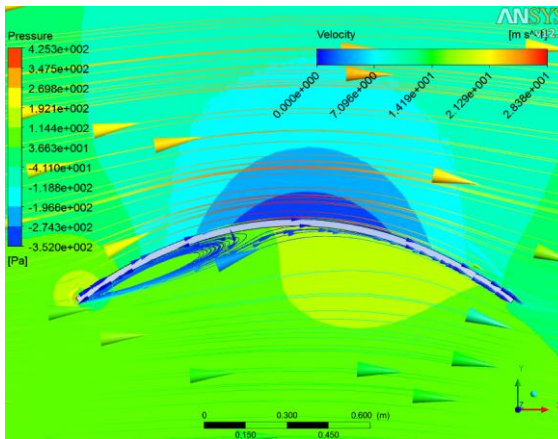


Figura 2-29 Flusso attorno alla geometria ($pitch = 180^\circ$).

Le differenze tra le varie geometrie portano, negli intorno di 0° e 180° , a differenze sostanziali tra i valori dei coefficienti di drag delle varie geometrie, con il massimo di oltre il 200% tra le due geometrie estreme, proprio per i valori in 0° e 180° . Questo scostamento rimane significativo per intorno di circa 50° di ampiezza, come si può vedere nel grafico riportato in Figura 2-31.

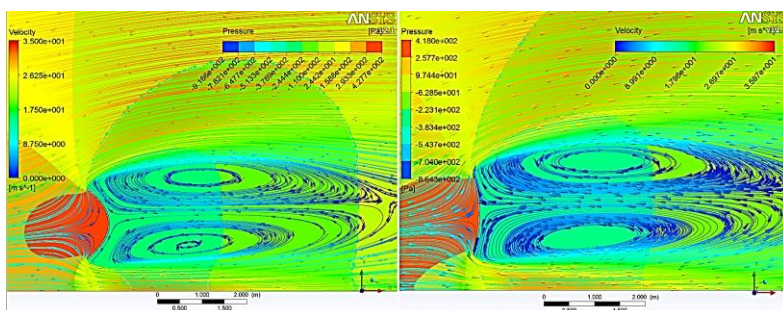


Figura 2-30 Confronto tra i flussi attorno alle geometrie 2 e 3, per inclinazione di 90° .

Come si vede dallo stesso grafico, le differenze percentuali tra i coefficienti di *drag* delle varie geometrie, presa a riferimento la geometria 1, si mantengono molto contenute nel resto delle angolazioni, anche se si fanno più significative negli intorno sinistri di -90° e 90° .

Le differenze nell'intorno di 90° sono comunque inferiori al 20%. La parabola, con la concavità rivolta verso la direzione di provenienza del flusso, varia di poco la sua aerodinamicità con il variare della corda.

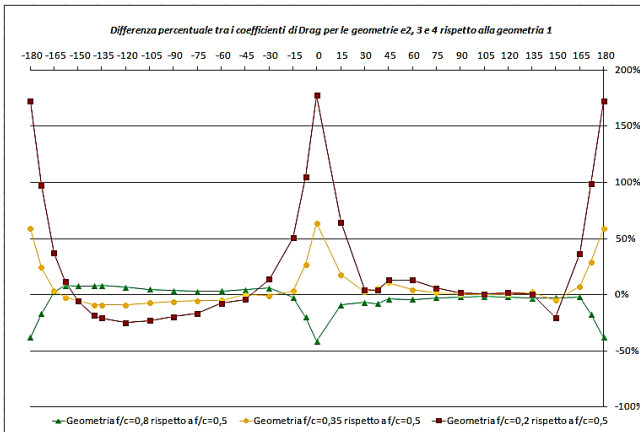


Figura 2-31 Differenza percentuale tra i coefficienti di *drag* al variare dell'angolo di inclinazione.

Nell'intorno di -90° si ha una situazione molto simile a quello di 90° , anche se gli scostamenti sono molto più significativi; con la concavità rivolta verso l'uscita, infatti, la parabola con rapporto $f/c=0,2$ risulta molto più aerodinamica delle altre.

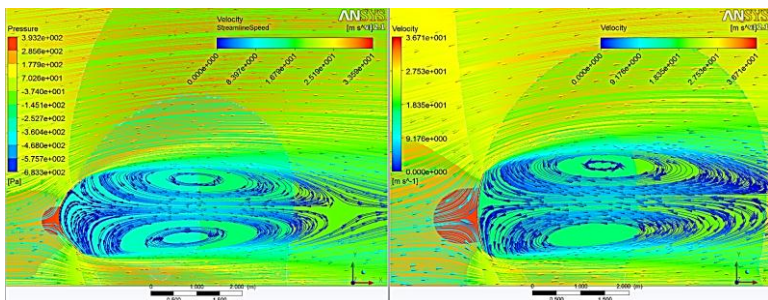


Figura 2-32 Flusso attorno alle sezioni con geometrie 2 e 3, con angolo di inclinazione di 270° .

Se analizziamo il grafico del coefficiente di forza verticale (Figura 2-33), si nota una generale tendenza al crescere del valore assoluto del coefficiente con il rapporto f/c per angoli negativi, mentre è evidente che per gli angoli positivi è vero l'opposto.

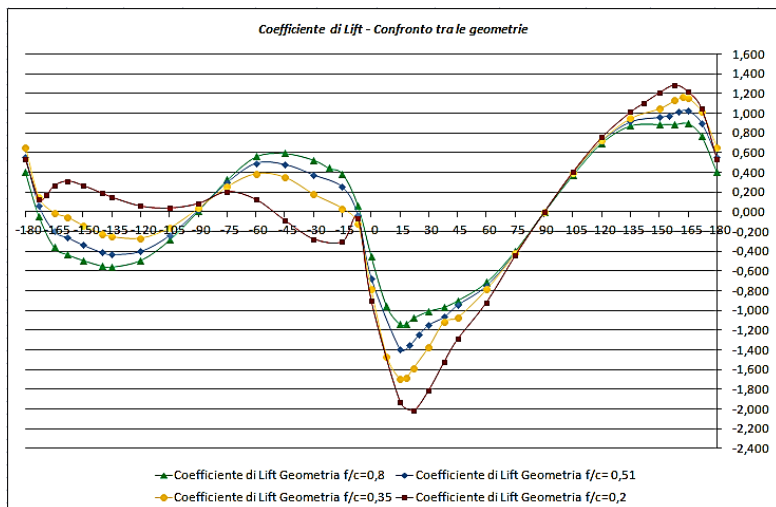


Figura 2-33 Andamento del coefficiente di *lift* con l'angolo di inclinazione, al variare della geometria.

Con la concavità rivolta nella direzione di provenienza del vento, genera maggiore carico verticale una parabola più chiusa, specie per angoli abbastanza prossimi ai 15° ed ai 150° ; invece, con la concavità rivolta in senso opposto, generano più carico le parabole più aperte (con l'eccezione della geometria $f/c=2$) con i massimi a circa -45° e -135° .

Se il *lift* è praticamente nullo a 90° per tutte e quattro le geometrie testate, è comprensibile che per l'inclinazione -90° esse abbiano un comportamento leggermente diverso, con una portanza aerodinamica che, seppur piccola (inferiore allo 0,09 per la geometria 2), cresce con la diminuzione del rapporto *f/c*.

Il verso ascendente della, seppur poco significativa, forza di *lift* è dovuto al profilo di velocità che investe la parabola; la minor velocità dell'aria che passa sotto la parabola, rispetto a quella che passa sopra, non può che generare una componente ascendente.

Il profilo di velocità crescente con la quota, e la presenza del suolo, fanno sì che il punto di arresto non si trovi nel centro della parabola, ma leggermente più in basso; questo significa che la maggior parte dell'aria viene deviata sopra al concentratore, e quindi la velocità del fluido a contatto della superficie frontale è maggiore sulla parte superiore rispetto a quella inferiore.

Il comportamento della geometria 2 sembra discostarsi dalle altre per gli angoli di *pitch* negativi; per esempio, per un intorno dell'angolo -30° si ha un *lift* negativo per la geometria 2, mentre risulta positivo per tutte le altre, e viceversa per un intorno dell'angolo -140° .

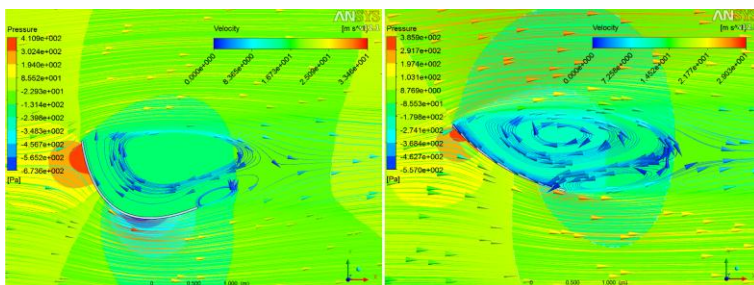


Figura 2-34 Flussi per angoli di -30° , attorno alla geometria 2 e 3.

Come si vede in Figura 2-34, mentre grazie alla particolare forma la parabola di geometria 2 finisce per funzionare come un'ala rovesciata, con il flusso che accelera passando sotto e generando carico deportante, la geometria tre, estremamente più piatta, ha un comportamento assimilabile ad una lastra piana e che quindi subisce un lift positivo.

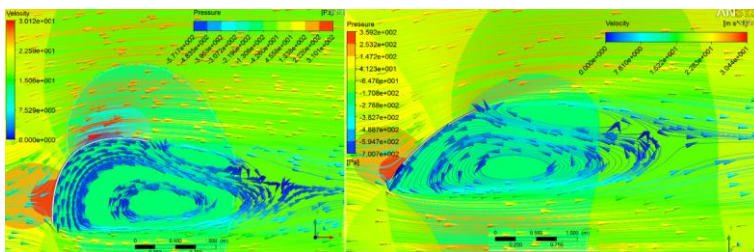


Figura 2-35 Flussi per angoli di -140° , attorno alla geometria 2 e 3.

Per l'angolo di *pitch* di -140° di ha una situazione di flussi rovesciata, con la geometria 1 che funziona come un'ala, e invece la geometria 2 che subisce una spinta verso il basso.

Per angoli positivi, invece, le parabole mostrano un comportamento omologo, visto che la concavità è rivolta verso la direzione di provenienza del flusso, e quindi le differenze di geometria del flusso sono molto meno marcate.

La geometria 2 presenta valori del coefficiente di *lift*, in valore assoluto, sempre maggiori rispetto alle altre geometrie, tranne che nelle vicinanze di 180° : il calo del coefficiente di forza verticale, anche se limitato, è inaspettato, e anche il comportamento della differenza percentuale nel piccolo intorno di 180° è diverso da quello che si potrebbe prevedere guardando la tendenza espressa dalle altre geometrie.

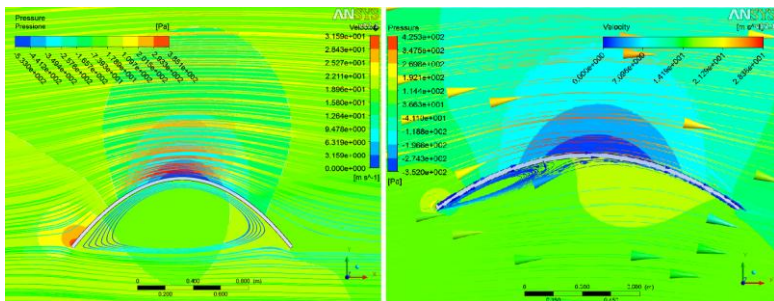


Figura 2-36 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di 180° .

Se infatti confrontiamo il flusso tra la geometria 2 e 4, alla stessa inclinazione di 180° , vediamo che nella prima citata si ha la formazione di un vortice che occupa tutta la concavità, e fa sì che il flusso che oltrepassa la parabola con rapporto $f/c = 0,2$ la veda molto più neutra; in altre parole, il profilo è troppo accentuato e stalla.

Invece, nel caso di rapporto $f/c = 0,35$, il flusso si stacca solo all'inizio della concavità, forma una bolla di separazione e poi si riattacca.

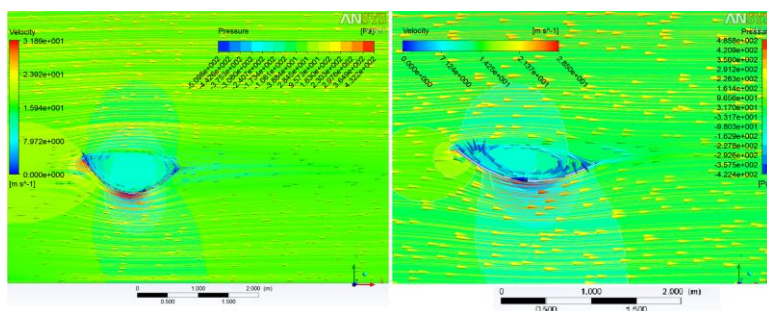


Figura 2-37 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di -7° .

All'inclinazione di -7° la differenza tra il comportamento tra le due geometrie è meno evidente, ma comunque si nota che il vortice generato dalla parabola con rapporto $f/c = 0,2$ non resta contenuto nei confini dettati dalla concavità ma ne esce dalla sagoma, specie in prossimità della coda, cosicché il flusso che aggira il

concentratore è “più neutro” e genera minor carico aerodinamico dei profili con rapporto f/c più alto.

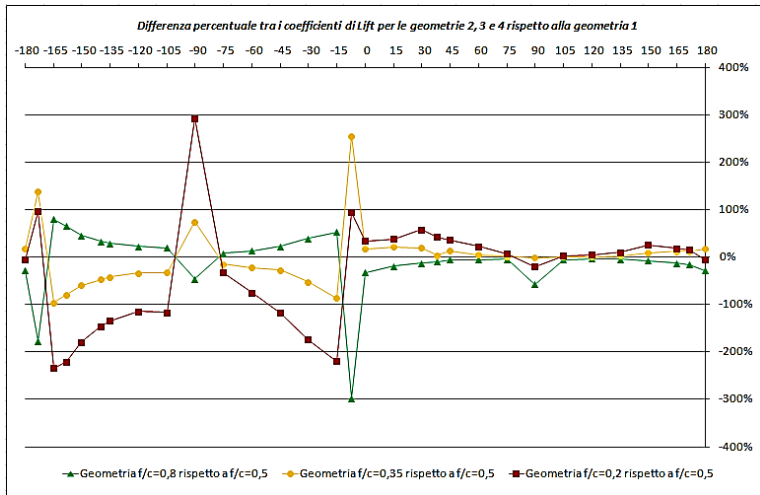


Figura 2-38 Differenza percentuale tra i coefficienti di *lift* al variare dell'angolo di inclinazione.

Queste difformità spiegano anche la divergenza del comportamento della geometria 2 dalla tendenza deducibile dalle altre geometrie, appunto negli intorno di 180° ed in quello sinistro di 0°: nell'intorno destro, e cioè con la concavità rivolta nella direzione di provenienza del flusso questa difformità non c'è e si torna ad avere una situazione di proporzionalità inversa tra il coefficiente di *lift* ed il rapporto f/c, tranne appunto che nell'eccezione di $\alpha=90^\circ$.

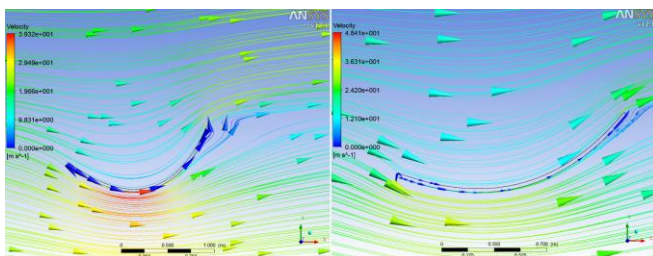


Figura 2-39 Confronto tra il comportamento del flusso attorno alle geometrie 2 e 4, con angolo di *pitch* di 15°.

Per quanto riguarda comportamento atipico del *lift* della geometria è possibile notare infatti che gli aumenti e le diminuzioni dei coefficienti rispetto a questa geometria rispettano la tendenza segnata dalle altre due rispetto alla geometria 1, anche se con le piccole difformità nei dintorni di 0° e 180°.

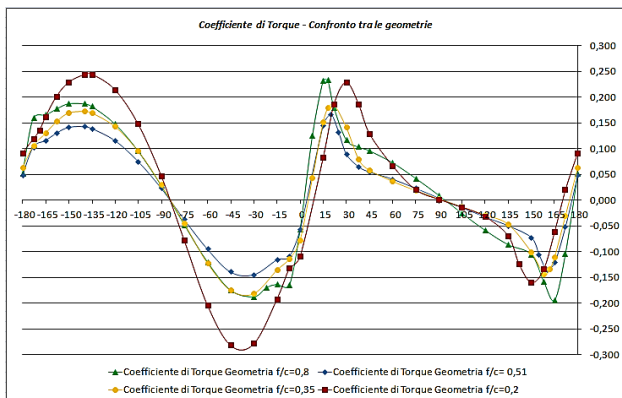


Figura 2-40 Andamento del coefficiente di *torque* al variare della geometria.

Le geometrie con $f/c=0,2$ e $f/c=0,8$ hanno coefficienti con valori abbastanza simili, anche se la prima ha i massi più vicini all'angolo di 90° , rispetto all'altra.

La Geometria 4, con $f/c=0,35$, presenta valori intermedi dei coefficienti. Per i valori negativi del *pitch*, invece, la geometria 2 presenta un valore assoluto dei coefficienti generalmente più alti. Le difformità in corrispondenza degli angoli $p^\circ=-7^\circ$ e $p^\circ=180^\circ$ sono già state affrontate discutendo l'andamento del coefficiente di *lift*.

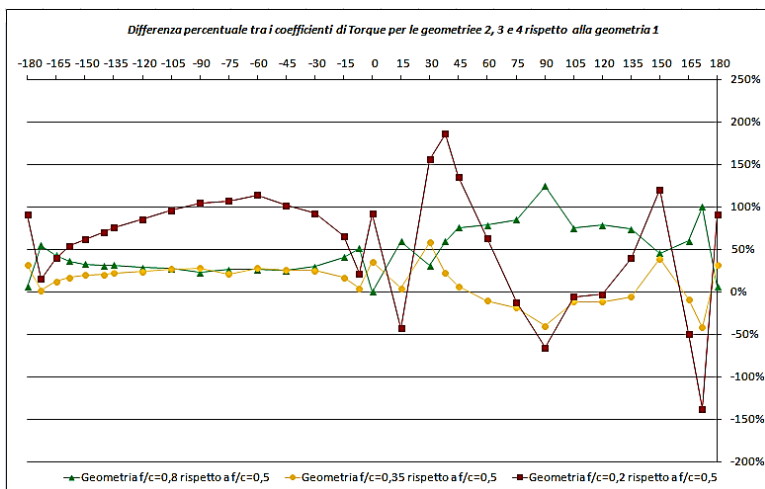


Figura 2-41 Differenza percentuale tra i coefficienti di *torque* al variare dell'angolo di inclinazione.

3 - Sistema di tracking innovativo

Durante il progetto di ricerca denominato CESARE è stato affrontato lo studio e lo sviluppo delle tecnologie per la conversione della radiazione solare in energia elettrica e termica per la soddisfazione di piccole utenze. Il lavoro è stato finalizzato alla messa a punto di un sistema termo-fotovoltaico a concentrazione, del quale è stato progettato e realizzato un prototipo per applicazioni di ricerca. Il gruppo di lavoro ha concentrato l'attività di sviluppo su sistemi caratterizzati da livelli di concentrazione medi e da apparati di concentrazione principalmente di tipo a focalizzazione lineare.

Per quanto riguarda l'architettura di concentrazione, essa è caratterizzata da un sistema linear focus in cui un'ottica principale costituita da un cilindro parabolico focalizza la radiazione solare su una superficie posta in prossimità dell'asse focale.

Per quanto riguarda il sistema di tracking, esso deve movimentare una piattaforma con quattro collettori PV a concentrazione del tipo parabolic trough, inseguendo il Sole su due assi in un riferimento alti-azimutale. Il sistema è stato progettato per gestire il puntamento del sistema all'interno di una tolleranza minore di $0,2^\circ$ (specifica riguardante il moto di elevazione) che è necessario per il buon funzionamento del collettore in questione.

Questa tipologia di sistemi ha un range molto piccolo di deviazione accettabile oltre al quale il rendimento decade in modo drastico. Essendo l'area del ricevitore piccola, una piccola deviazione può portare il ricevitore completamente fuori fuoco e l'irraggiamento che arriva al ricevitore è perciò quasi nullo (Figura 3-1)

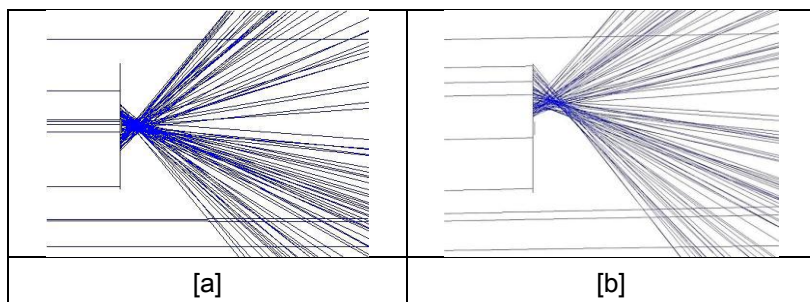


Figura 3-1 Simulazione dei raggi riflessi sul PV, a concentrazione perfetta [a]; con un angolo di elevazione con un errore di 0,5° [b].

Sono stati impiegati due motori DC Brushless disaccoppiati fra loro con un feedback ad anello chiuso basato sul controllo della velocità mediante tecnica di controllo PID (proportional, integral, derivative). La trasmissione meccanica sviluppata ad hoc per l'applicazione è caratterizzata da elevati rapporti di riduzione che permettono ai motori di effettuare un inseguimento del Sole continuo. Tale inseguimento è stato il frutto di un'analisi sull'efficacia delle modalità di percorrenza delle traiettorie solari da parte dell'inseguitore in relazione alla funzione che lega i

rendimenti di cattura della radiazione solare con i disallineamenti dovuti all'intervento dei motori per l'aggiornamento della posizione dell'inseguitore.

3.1 - Requisiti del sistema

La meccanica di inseguimento è di tipo alt-azimutale. Data la necessità di mantenere le celle fotovoltaiche completamente illuminate per mantenerne elevato il rendimento durante il funzionamento, per l'inseguimento solare è stato scelto un sistema di tracking continuo capace di muoversi in modo sufficientemente lento da inseguire il Sole controllando la velocità dei due assi di Azimut e Zenit.

Tali due angoli sono considerati alla latitudine e longitudine del sito di installazione a Firenze, di coordinate: $43^{\circ}46'N$, $11^{\circ}15'E$.

Mentre la velocità Azimutale, in tale località, ha un minimo di $0.0027[\text{rad}/\text{min}]$ il giorno 21 Giugno, la velocità di Zenit arriva al massimo a poco più di $0.003[\text{rad}/\text{min}]$, mentre si annulla una volta al giorno al mezzogiorno solare.

Si è reso quindi necessario trovare un sistema motore – riduttore capace di mantenere queste velocità e mantenere la coppia necessaria anche a velocità nulla per l'asse di Zenit. Il sistema dovrà inoltre garantire una velocità tale da impartire alla struttura completa rotazione, in un tempo ragionevole.

La scelta della motorizzazione e conseguentemente il dimensionamento del sistema di riduttori, è basato su un procedimento iterativo (Figura 3-2) il quale, tramite la velocità del Sole, il tipo di motore e la coppia da trasmettere, arriva a definire il rapporto di riduzione totale da impartire al sistema di necessario tracking.

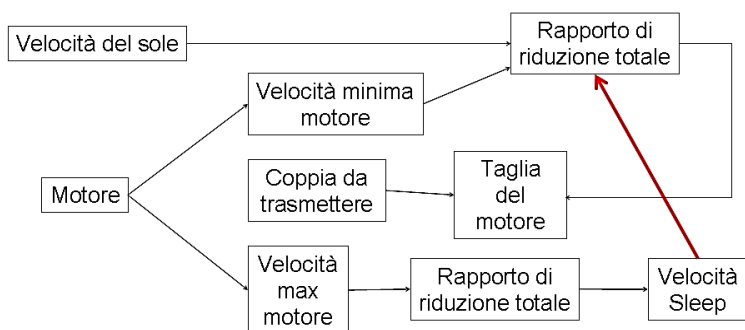


Figura 3-2 Metodo iterativo.

In questa versione prototipale è stato considerato l'utilizzo di una motorizzazione brushless, capace di erogare una coppia di almeno 1 N/m per tutto il range di velocità richiesto, tra 0 e 3000 giri/min circa.

Per quanto riguarda l'Azimut, è stata considerata opportuna una rotazione utile della struttura di 240°. In questa situazione, la struttura può completare l'escursione utile in due minuti circa. Per lo Zenit è stata considerata una rotazione utile di 135°, completando l'escursione in un minuto circa.

3.2 - Progettazione del sistema di tracking altazimutale

In questo sistema di riferimento le coordinate fondamentali sono l'orizzonte astronomico dove si trova il piano dell'osservatore e la verticale astronomica, la quale risulta essere perpendicolare al piano dell'orizzonte.

La verticale interseca la sfera celeste verso l'alto individuando lo Zenit, ossia il polo sulla testa dell'osservatore, il complementare di questo punto ovvero l'altro polo è chiamato Nadir. Invece è detto meridiano celeste la circonferenza passante per lo zenit e il polo celeste osservabile, intersecando l'orizzonte in due punti chiamati vero Nord e vero sud.

Una volta introdotte queste grandezze è possibile individuare un punto P (oggetto che si vuole osservare), sulla sfera celeste disegnando un circolo verticale che passa per P e per lo zenit ed interseca l'orizzonte astronomico, misurando l'azimut e l'altezza "h".

L'azimut è l'arco (SP') sull'orizzonte astronomico misurato in gradi che si muove in senso orario partendo dal vero sud fino ad intersecarsi con la proiezione di P (ossia P') sull'orizzonte. L'altezza "h" è l'arco sul circolo verticale passante per lo zenit (poco fa definito) P'P partendo dall'orizzonte fino ad arrivare alla

stella da osservare. Il complemento dell'altezza è la distanza zenitale “ $z = 90^\circ - h$ ”.

Lo svantaggio di questo sistema è dovuto alla continua variazione dell'oggetto che si vuole osservare in conseguenza del moto di rotazione terrestre.

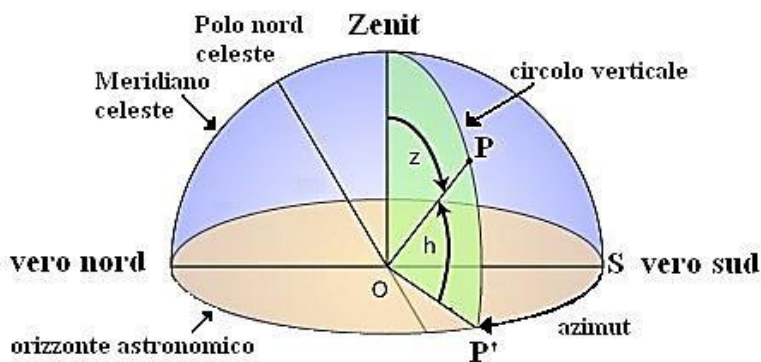


Figura 3-3 Sistema altazimutale.

Il sistema di inseguimento scelto per il progetto CESARE risulta un Altazimutale classico con il quale è possibile analizzare sperimentalmente le problematiche relative all'automazione di servizio, ai movimenti d'inseguimento ed a quelle del sistema di controllo.

La motorizzazione risulta essere costituita da due sottogruppi funzionali distinti, il sottogruppo azimutale ed il sottogruppo di elevazione

3.2.1 - Moto azimutale

La disposizione dei concentratori parabolici comporta che sia estremamente più stringente la specifica di puntamento dell'elevazione rispetto a quella di azimut.

Il sistema prevede quindi la disposizione di un organo meccanico il cui compito è quello di fornire al collettore il moto azimutale, questa rotazione attorno all'asse perpendicolare al terreno è stata soddisfatta tramite l'utilizzo di una ralla motorizzata.

La ralla permette quindi alla struttura di poter ruotare rispetto alla base fissa secondo un asse concentrico alla base stessa e perpendicolare al suolo.

La posizione della ralla rispetto al telaio porta a minimizzare i momenti flettenti agenti sulla ralla stessa, garantendo a questo elemento minori sollecitazioni meccaniche dovute a momenti ribaltanti.

Per questo gruppo di rotazione è stato scelto un prodotto commerciale, oltre a svolgere la funzione richiesta possiede anche una notevole protezione dagli agenti atmosferici, grazie ad una carcassa capsulata che protegge la dentatura dall'ambiente esterno e permette una totale ingrassatura della dentatura stessa.

3.2.2 - Moto di elevazione

Il movimento di elevazione è realizzato attraverso l'ingranamento dei pignoni di un motoriduttore, solidale alla struttura, con due ruote dentate di grande diametro con forme ottimizzate e solidali a loro volta con la parte superiore della ralla e quindi con la base fissa. In questo modo le ruote dentate risultano fisse e la movimentazione del telaio è realizzata dal moto di rivoluzione del pignone su di esse.

Con questo tipo di soluzione si riesce a realizzare un sistema più compatto perché permette di eliminare il telaio per il motoriduttore, che sarebbe stato realizzato nel caso del rotismo ordinario, e possono essere montate le ruote dentate più vicine, inoltre con l'utilizzo di ruote dentate di grande diametro ($\varnothing = 1200$ mm) si riesce a limitare il gioco angolare; infatti spostando l'ingranamento in periferia si ottiene un miglioramento della precisione. Questo gioco è molto importante perché si ripercuote, come già accennato, in un non perfetto allineamento con i raggi del sole durante il funzionamento e quindi un abbassamento del rendimento dell'impianto. Con questo dispositivo di movimentazione infine, grazie alla bassissima velocità di rotazione è possibile, fornendo un giusto precarico alle ruote, limitare il gioco durante l'ingranamento e di conseguenza con piccole regolazioni nel tempo è possibile recuperare l'aumento di gioco dovuto all'usura durante il funzionamento.

Definito quindi il meccanismo per il movimento di elevazione, è stato eseguito il dimensionamento delle ruote dentate seguendo le relative norme UNI [14] attraverso le quali è stato possibile individuare i vari metodi e coefficienti per la progettazione.

Viene effettuato il dimensionamento statico delle ruote dentate sia a flessione che contatto hertziano, ovvero si confrontano le tensioni di flessione (ottenute mediante la formula di Lewis) e le tensioni dovute al contatto hertziano (calcolate secondo le formule finali della teoria di Hertz) con la tensione ammissibile del materiale con cui verranno realizzate le ruote, le tensioni massime calcolate sono ottenute valutando le forze massime scambiate dall'ingranaggio, quelle cioè che possono produrre rottura nel dente.

Considerando il lento movimento che l'inseguitore farà durante una normale giornata di funzionamento non è stato effettuato il dimensionamento a fatica delle ruote dentate (ingranaggi lenti).

Nel calcolo a flessione secondo il metodo di Lewis il dente è considerato come una mensola incastrata nella corona, sollecitata dalla forza complessiva F che le ruote si trasmettono, pensata applicata in punta al dente stesso, viene poi considerata la condizione più sfavorevole quella nella quale all'interno del segmento dei contatti è presente una sola coppia di denti in presa, infine la forza che si trasmettono i denti secondo la retta d'azione individuata dall'angolo di pressione ($\alpha = 20^\circ$) può essere

scomposta in una forza normale al dente ed in una tangenziale, la componente normale al dente ($F \cdot \sin\alpha$), che determina uno sforzo di compressione, viene trascurata in quanto assume valori piuttosto bassi; la componente tangenziale ($F \cdot \cos\alpha$) viene invece assunta come il carico agente sul dente utile per il dimensionamento.

Per quanto riguarda i dati di partenza per la progettazione delle ruote dentate, è stato deciso di utilizzare un modulo di 2.5 mm poiché più il modulo è basso, più diminuisce il gioco tra i denti, cioè più piccoli sono i denti e minore sarà il gioco durante l'ingranamento, secondo i moduli unificati (UNI 6586) potevano essere scelti anche moduli con valori più bassi che però avrebbero causato l'utilizzo di ruote dentate con denti piuttosto piccoli rispetto ai carichi che devono sopportare, è stato quindi scelto un compromesso tra precisione angolare e resistenza meccanica utilizzando un modulo di 2.5 mm.

Per motivi costruttivi e funzionali, come detto precedentemente, è stato inoltre deciso di utilizzare due ruote dentate con un diametro esterno pari a 1200mm realizzate con una particolare geometria dovuta essenzialmente ai modesti spostamenti che l'inseguitore effettuerà durante il suo funzionamento.

Definiti questi dati in ingresso è stato possibile realizzare la geometria di partenza delle ruote e valutare la massima forza agente su un dente, considerando come momento flettente

agente sulla struttura quello ricavato secondo i risultati dalle simulazioni fluidodinamiche descritte nel capitolo 1.

Per definire la geometria di partenza delle ruote è stato considerato un proporzionamento normale (Figura 3-4) con cui è stato possibile definire la geometria dei denti e delle ruote stesse (Tabella 3-1), è stata inoltre definita anche la geometria del pignone (Tabella 3-3).

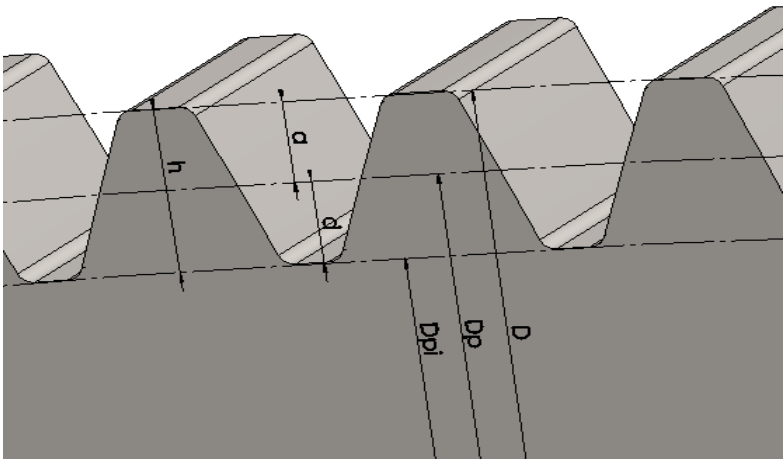


Figura 3-4 Parametri caratteristici.

Tabella 3-1 Proporzionamento ruota dentata.

Proporzionamento ruota dentata		
Modulo	m	2,5 mm
Angolo di pressione	α	20 °
Diametro esterno	D	1200 mm
Diametro di testa	Dt	1200 mm
Diametro primitivo	Dp	1195 mm
Diametro di base	Db	1123 mm
Diametro di piede	Dpi	1188,8 mm
Addendum	a	2,5 mm
Dedendum	d	3,125 mm
Altezza dente	h	5,625 mm
Numero di denti	z	478

Per quanto riguarda il dimensionamento del pignone e la scelta del motoriduttore di fondamentale importanza sono stati gli studi effettuati sui moti apparenti del sole alle nostre latitudini.

Un obiettivo prefisso è quello di poter realizzare una movimentazione continua, sia in elevazione che in azimut; entrambe le velocità vengono definite dal moto del sole.

In Figura 3-5 viene riportato l'andamento delle velocità del sole, sia in elevazione che in azimut, riferite al 21 Giugno relative alle coordinate geografiche appartenenti alla città di Firenze.

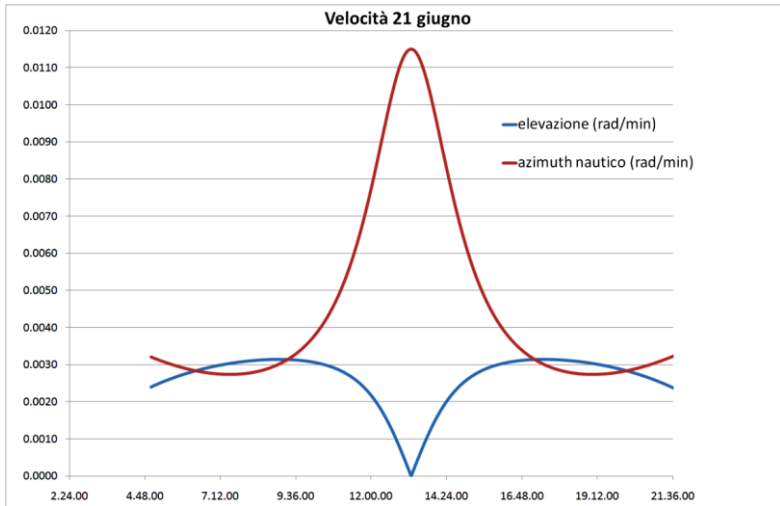


Figura 3-5 Andamento delle velocità del sole (elevazione ed azimuth), 21 Giugno, Firenze.

Nel grafico è possibile notare che, per quanto riguarda il moto di azimuth, la movimentazione azimuthale del collettore deve garantire una velocità minima inferiore a 0.00275 rad/min, nel caso del moto di elevazione, si ha un range compreso tra 0 e 0.0031 rad/min.

Al fine di mantenere tutta la coppia cinematica in presa è necessario che il motore trasmetta sempre coppia e che la sua velocità non si arresti mai.

Per questo motivo è stata scelta una velocità minima per il porta treno di 0.001 rad/min. Sarà ambito di studio la possibilità di

arrestare il motore anche durante una normale giornata di funzionamento.

La coppia resistente pari a 1646 Nm, valutata considerando una velocità del vento di 14 m/s, è stata calcolata secondo le indicazioni fornite al capitolo 2; assumendo un coefficiente di sicurezza C_s pari a 1.5, la coppia effettiva utile (M_e) per il dimensionamento corrispondente a 2470 Nm.

Definite la coppia da trasmettere, la velocità minima del collettore e la geometria della ruota dentata precedentemente dimensionata, con numero di denti pari a 478, è possibile scegliere un numero di denti per il pignone compreso tra 18 e 60. Questi sono quelli disponibili nel catalogo aventi modulo pari a 2.5 mm.

Il rapporto di trasmissione di un rotismo epicicloidale reso ordinario, nel quale viene bloccato il *solare*, è definito dalla formula seguente:

$$\tau = \frac{n_{ruota}}{n_{pignone}} + 1$$

I rapporti di trasmissione possibili per il rotismo sono :

- $\tau_{18denti} = \frac{478}{18} + 1 = 27.55$
- $\tau_{60denti} = \frac{478}{60} + 1 = 8.96$

La scelta del tipo di motore è ricaduta sul brushless, ovvero dei particolari motori “senza spazzole” introdotti negli anni '80 con lo sviluppo dell'elettronica di potenza, che per sua natura ha un range di velocità operative di circa 3000 giri/min.

La scelta, anche per motivi di costi si è indirizzata verso un motore di taglia medio piccola, avente coppia di circa 0.8 Nm. Considerando una velocità minima per il motore di 1.5 giri/min, è possibile calcolare il rapporto di trasmissione totale come:

$$\tau_{tot} = \frac{\text{giri motore}_{min}}{\text{velocità portatreno}} = 8411.5$$

Il rapporto di riduzione che il possibile motoriduttore deve avere è compreso tra:

$$R_{max} = \frac{\tau_{tot}}{\tau_{18}} = \frac{8411.5}{27.55} = 305.31$$

$$R_{max} = \frac{\tau_{tot}}{\tau_{60}} = \frac{8411.5}{8.96} = 938.8$$

Conoscendo i dati in ingresso è possibile individuare un motoriduttore commerciale bistadio, dato che risulta necessario un rapporto di riduzione superiore a 100.

Il montaggio scelto per l'organo di movimentazione azimutale prevede che i pignoni siano calettati direttamente sull'albero di uscita del secondo stadio del motoriduttore.

Volendo quindi evitare il moto retrogrado è necessario che il rendimento di questo stadio sia inferiore al 50%; questo implica che, consultando i dati del costruttore, si renda necessario un rapporto di riduzione R'' (del secondo stadio) pari a 65 in quanto è il primo disponibile che garantisce una irreversibilità dinamica maggiore di 0.55.

I possibili rapporti di trasmissione del primo stadio sono quelli compresi tra:

- $R_{max'} = \frac{R_{max}}{R''} = \frac{305.31}{65} = 4.7$
- $R_{min'} = \frac{R_{min}}{R''} = \frac{938.8}{65} = 14.4 \cong 15$

Il valore di 4.7 non è accettabile in quanto non è presente un valore per il rapporto di riduzione dello stadio minore di 7.5.

Come primo tentativo è stato scelto di utilizzare un pignone con 40 denti, numero ottenuto come media del numero di denti disponibili (da 18 a 60) ed approssimando per eccesso; ricavando il rapporto di riduzione R' secondo la formulazione precedentemente descritta otteniamo:

$$\tau_{40denti} = \frac{478}{40} + 1 = 12.95$$

$$R_{40} = \frac{\tau_{tot}}{\tau_{40}} = \frac{8411.5}{12.95} = 649.5$$

$$R' = \frac{R_{40}}{R''} = \frac{649.5}{65} = 9.99 \cong 10$$

Il rapporto di riduzione R' pari a 10 è presente da catalogo, quindi non sono necessarie altre scelte per il numero di denti del pignone.

La coppia motrice in ingresso al motoriduttore, equivalente a quella fornita dal motore, è ricavata da:

$$M_{mot} = \frac{M_{res} * C_s}{\tau_{tot} * \eta_{rid}} = \frac{1646.3 * 1.5}{8417.5 * 0.4004} = 0.732 Nm$$

Sviluppando tutti i calcoli è stata determinata una coppia pari a circa 0.732 Nm che risulta inferiore a quella fornita dal motore brushless scelto.

Con questo tipo di riduttore e questa geometria per ruote dentate e pignoni è possibile effettuare una movimentazione continua e si ottiene un tempo massimo di sleep pari a circa 4 minuti, considerando la velocità massima del motore pari a 2800 giri/min.

E' possibile osservare (Tabella 3-3) tutti i dati relativi al dimensionamento del pignone.

Tabella 3-2 Proporzionamento rotismo.

velocità minima portatreno (collettore)	rad/min	0,0010
	rad/sec	0,0000
	g/min	0,0002
modulo dentatura	mm	2,5000
diámetro primitivo ruota	mm	1195,0000
diámetro pignone	mm	100,0000
vel periferica ingranamento	mm/min	0,6475
	mm/sec	0,0108
giri pignone	rad/min	0,0130
	rad/sec	0,0002
	g/min	0,0021
rapporto trasmissione riduttore		650,0000
rapporto trasmissione totale		8417,5
giri motore	g/min	1,3397
	rad/sec	0,1403
rendimento meccanico riduttore		0,4004
coppia resistente uscitariiduttore (lato pignone)	Nm	206,6521
coppia motrice	Nm	0,7940
p mot	w	0,1114
rapporto primario		1,0000
coppia motrice primario	Nm	0,732

Tabella 3-3 Proporzionamento pignone.

Proporzionamento pignone		
Modulo	m	2,5 mm
Angolo di pressione	α	20 °
Diametro esterno	D	105 mm
Diametro di testa	Dt	105 mm
Diametro primitivo	Dp	100 mm
Diametro di base	Db	93,98 mm
Diametro di piede	Dpi	93,75 mm
Addendum	a	2,5 mm
Dedendum	d	3,125 mm
Altezza dente	h	5,625 mm
Numero di denti	z	40

Dopo aver scelto la più opportuna geometria della ruota e del pignone, tramite la seguente formula è stato possibile valutare la forza F che è stata utilizzata come carico utile per il dimensionamento statico:

$$F = \frac{Mf}{n R_p}$$

dove Mf rappresenta il momento flettente espresso in Nmm, n il numero di ruote e R_p il raggio primitivo in mm. Utilizzando un coefficiente di sicurezza pari a 2 e considerando le caratteristiche del materiale è stato possibile definire una tensione ammissibile, dopodiché attraverso le norme è stato possibile valutare il fattore di Lewis Y (reciproco del *fattore di forma*) dipendente dal numero di denti della ruota in esame (Tabella 3-4).

Tabella 3-4 Fattore di Lewis.

Fattore di Lewis			
<i>n° denti</i>	<i>Y</i>	<i>n° denti</i>	<i>Y</i>
12	0,245	28	0,353
13	0,261	30	0,359
14	0,277	34	0,371
15	0,29	38	0,384
16	0,296	43	0,397
17	0,303	50	0,409
18	0,309	60	0,422
19	0,314	75	0,435
20	0,322	100	0,447
21	0,328	150	0,46
22	0,331	300	0,472
24	0,337	400	0,48
26	0,346	dentiere	0,485

Infine calcolati tutti i dati necessari è stata determinata la larghezza del dente b sia della ruota che del pignone usufruendo di una formula ricavata dalla teoria di Lewis:

$$b = \frac{F Y}{\sigma_{amm} m}$$

I risultati ottenuti per il dimensionamento sono riportati nelle tabelle successive dove è possibile osservare il dimensionamento della ruota dentata e del pignone (Tabella 3-5 Tabella 3-6), successivamente verrà verificata la resistenza meccanica (contatto hertziano) degli ingranaggi.

Tabella 3-5 Dimensionamento ruota dentata.

Calcolo larghezza dente ruota dentata	
<i>Tensione snervamento σ_{sn}</i>	190 N/mm ²
<i>Coefficiente di sicurezza</i>	2
<i>Tensione ammissibile σ_{amm}</i>	95 N/mm ²
<i>Numero ruote</i>	2
<i>Momento flettente struttura</i>	4350000 Nmm
<i>Raggio primitivo</i>	597,5 mm
<i>Forza trasversale</i>	3640,2 N
<i>Larghezza dente</i>	7,4 mm

Tabella 3-6 Dimensionamento pignone.

Calcolo Larghezza pignone	
<i>Tensione snervamento σ_{sn}</i>	190 N/mm ²
<i>Coefficiente di sicurezza</i>	2
<i>Tensione ammissibile σ_{amm}</i>	95 N/mm ³
<i>Forza trasversale</i>	3640,2 N
<i>Larghezza dente</i>	5,9 mm

Infine è stato possibile verificare la resistenza delle ruote dentate, sfruttando la teoria del contatto hertziano e confrontando le tensioni ottenute con la tensione ammissibile del materiale, i risultati della verifica sono illustrati nella Tabella 3-7

Tabella 3-7 Verifica con teoria di Hertz.

Calcolo statico a contatto herziano		
Larghezza di fascia dente	5,9 mm	
Modulo elastico E	190000 N/mm ²	
Tensione massima herziana σ_h	23,4 N/mm ²	

Dai risultati della tabella precedente è possibile osservare il giusto dimensionamento effettuato, in quanto si ottiene una tensione massima herziana σ_h minore della tensione ammissibile del materiale.

Nel paragrafo 3.3 -verranno illustrate le analisi relative alle ruote dentate per quanto riguarda la resistenza meccanica e l'ottimizzazione di forma.

Realizzato il dimensionamento delle ruote dentate, è possibile descrivere il telaio costruito per sostenere le ruote stesse realizzato attraverso profili modulari che sostengono verticalmente e centrano reciprocamente le due ruote dentate.

Questo telaio è costituito da una piastra quadrata in acciaio AISI 304 di lato 250 mm spessore 12 mm con angoli di raccordo 30

mm, un foro centrale di \varnothing 130 mm e 16 fori \varnothing 18 mm equidistanti passanti che verranno utilizzati per il serraggio sulla ralla attraverso viti M16.

Su tale piastra vengono poi saldate altre due piastre verticali realizzate in acciaio AISI 304 spessore 10 mm, con una geometria particolare, che presentano un foro di \varnothing 125 mm il quale permette il passaggio di un albero concentrico alle ruote stesse, infatti le ruote dentate oltre a fornire l'ingranamento per il motoriduttore, sostengono il collettore tramite questo albero concentrico alle ruote stesse e collegato alla struttura del collettore mediante cuscinetti radiali.

Su queste piastre sono presenti inoltre alcune asole che permettono, durante il montaggio, di regolare e portare in piano i profilati modulari sui quali vengono poi fissate le due ruote dentate.

Per irrobustire la struttura sono state previste altre due piastre verticali in acciaio AISI 304 spessore 10 mm, con una geometria particolare, che vengono saldate sulla piastra collegata alla ralla e tra le due piastre verticali in modo appunto da irrigidire la struttura (Figura 3-6).

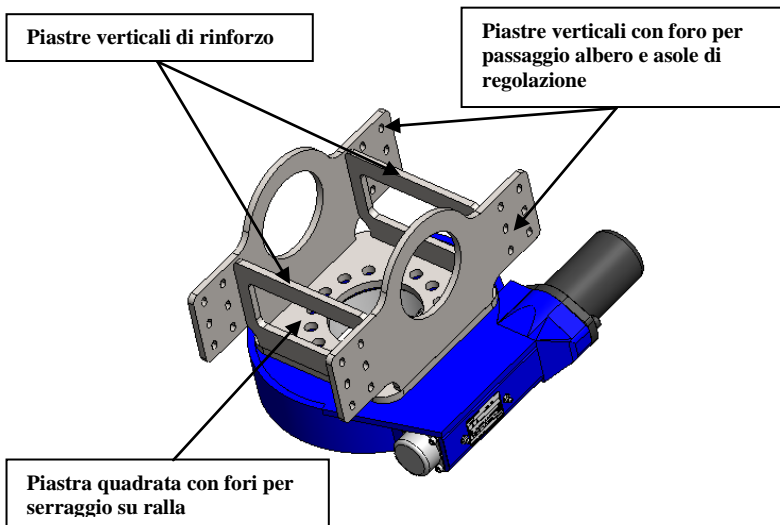


Figura 3-6 Supporto motorizzazione.

I profilati modulari vengono collegati al telaio sopra raffigurato attraverso 4 fissaggi in alluminio con viti M8 vengono sfruttate le aole realizzate sulle piastre verticali per mettere in piano i 2 profili modulari i quali saranno utilizzati come appoggio per le ruote dentate. Utilizzando altri 4 fissaggi in alluminio vengono collegate le due ruote dentate al telaio sempre mediante viti M8.

L'albero concentrico alle due ruote è stato realizzato utilizzando un cilindro in alluminio alveolare estruso in lega leggera utilizzabile come elemento strutturale per molteplici applicazioni meccaniche, i dati tecnici di tale profilato sono riportati nella tabella seguente (Tabella 3-8):

**Tabella 3-8 Caratteristiche meccaniche cilindro in alluminio
alveolare estruso.**

Dati tecnici:	
Diametro esterno	100 ± 0.25 mm
Diametro interno	45 mm
Nervatura	2.5 mm
Peso	4.040 kg/m
Composizione chimica	A/MgSI 0.5
Superficie	Anodizzata
Rugosità	0.8 µm
Momento di inerzia	1260567 mm ⁴
Modulo di elasticità	6900 daN/mm ²

All'estremità del profilato vengono collegati tramite accoppiamento forzato due perni fissi realizzati in acciaio AISI 304; la parte uscente del profilato verrà collegata alla struttura del collettore attraverso cuscinetti radiali montati su appositi supporti collegati rigidamente al telaio.

La connessione tra le ruote dentate e l'albero concentrico viene realizzata utilizzando due elementi commerciali ovvero due mozzi smontabili per corone opportunamente forati, che vengono calettati sul profilato e fissati sulle ruote attraverso viti M12, infine viene collegato il motoriduttore alla (Figura 3-7).

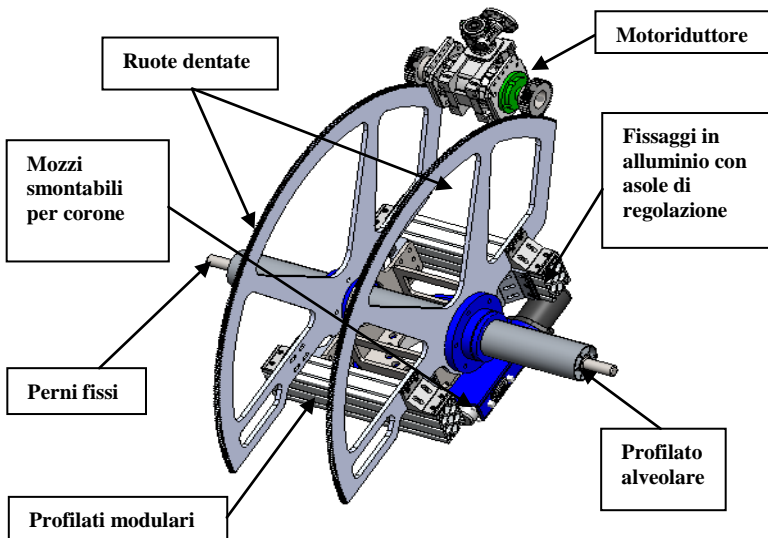


Figura 3-7 Tracking completo.

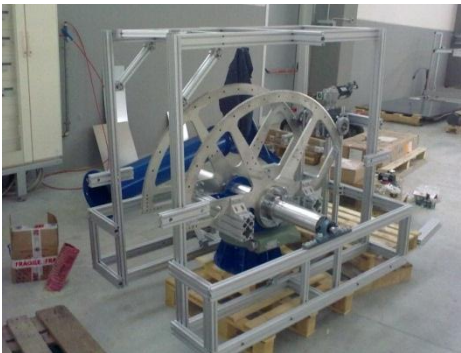


Figura 3-8 Tracking assemblato.



Figura 3-9 Installazione del tracking.

3.3 - Verifiche strutturali

Prima di effettuare la verifica strutturale della motorizzazione è stato deciso di realizzare un'ottimizzazione di forma delle ruote dentate. Per effettuare questo tipo di analisi è stato utilizzato un modello semplificato della ruota dentata, in cui si sono lasciati soltanto 3 denti situati nelle posizioni estreme della ruota, che permettono l'applicazione delle forze in modo da realizzare un momento M_y agente sulla ruota stessa.

Insieme alla geometria della ruota sono stati importati anche i due fissaggi in alluminio che nella realtà permettono il collegamento della ruota con il profilato; sono state applicate quindi le condizioni al contorno ponendo come vincoli fissi i due fissaggi in alluminio e applicando le forze dovute dal momento M_y e dal braccio individuato dalla distanza tra il centro di riduzione ed il centro di un dente lasciato sulla ruota, sono state considerate inoltre le forze che si trasmettono sulla ruota attraverso il profilato alveolare.

Successivamente è stata realizzata la mesh sul modello in esame ed è stato richiesto il relativo risultato all'ottimizzazione di forma (Shape Finder) con un target di riduzione (Target Reduction) pari al 50%, i risultati relativi all'analisi effettuata sono riportati in Figura 3-10.

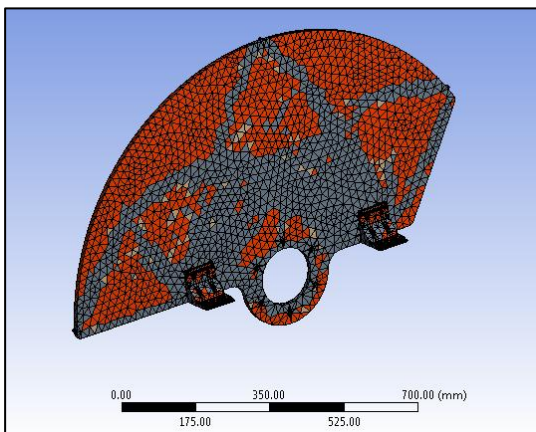


Figura 3-10 Ottimizzazione di forma ruota dentata.

La precedente figura mostra i risultati del calcolo di ottimizzazione di forma: eliminazione di materiale (parti arancioni) e presenza di materiale (parti grigie), ovviamente le parti vicine ai denti non possono essere eliminate, in quanto appunto vi sono i denti per l'ingranamento.

Dopo aver studiato la situazione e le indicazioni fornite dal software relative alle varie simulazioni eseguite variando i punti di applicazione dei carichi è stato deciso di creare una forma particolare per la ruota dentata con 4 razze situate circa agli estremi della ruota e nel centro, in questo modo viene realizzata una riduzione di materiale nelle zone a destra e sinistra del foro per il passaggio del profilato alveolare nella zona centrale, si ottiene di conseguenza una notevole riduzione di materiale e quindi di peso passando da poco meno di 50 kg a circa 23 kg; per confermare la validità della riduzione di materiale sono state fatte delle verifiche strutturali relative alle singole ruote in modo da valutare l'affidabilità della riduzione di materiale effettuata, tali prove hanno confermato la giusta ottimizzazione di forma realizzata.

La verifica strutturale della motorizzazione comprende tutti i componenti descritti nel paragrafo precedente esclusa la ralla motorizzata.

L'analisi relativa a questo assieme è stata effettuata per verificarne la resistenza meccanica, sono stati quindi considerati i

carichi generati dal vento a 28 m/s considerando le varie configurazioni che l'inseguitore può assumere durante il funzionamento e il riposo.

Per quanto riguarda il calcolo e l'applicazione dei carichi, sono state considerate le forze F_x e F_z che per simmetria della struttura sono state ipotizzate equamente divise ed applicate all'estremità del profilato alveolare in corrispondenza dei perni fissi, il momento ribaltante M_y è stato anche questo diviso equamente sulle due ruote dentate e applicato utilizzando un carico remoto (forza applicata che tiene conto del braccio generato dalla forza remota stessa).

Sono state realizzate delle piccole cave sulle ruote dentate coincidenti con le posizioni in cui si troverà la struttura secondo le diverse angolazioni, che serviranno per l'applicazione della forza remota generata dal momento M_y , in modo da avere delle superfici di riferimento in cui applicare ortogonalmente ad esse il carico remoto.

La forza remota F_{My} , generata dal momento ribaltante M_y , viene quindi definita secondo la seguente espressione:

$$F_{My} = \frac{M_y(Nmm)}{2 * 570}$$

dove 570 mm rappresenta il braccio della forza remota, ovvero la distanza tra il centro di e il centro delle cave, occorre ovviamente

portare i valori del momento ribaltante M_y con le giuste unità di misura (Nmm).

Definiti i vari carichi agenti successivamente è stata realizzata la mesh e sono stati sistemati i vincoli del complessivo in esame considerando come vincolo fisso la piastra quadrata alla base dell'assieme che andrà a collegarsi alla ralla.

Per questa simulazione sono stati richiesti risultati delle tensioni relativi a tutto l'assieme ed ai singoli particolari, nella figura 46 vengono riportati i risultati (*Equivalent von-Mises*) del complessivo.

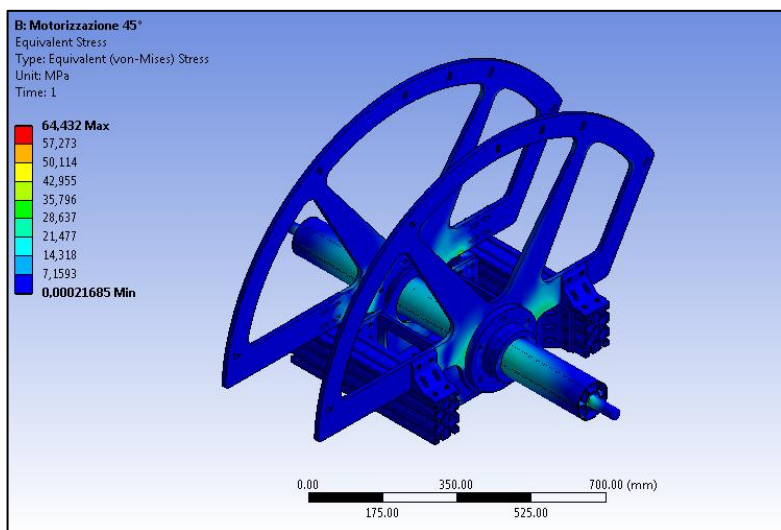


Figura 3-11 Simulazione motorizzazione completa (45°, 28 m/s).

In Figura 3-12 è possibile osservare le cave realizzate nelle ruote per l'applicazione del momento ribaltante schematizzabile con un carico remoto.

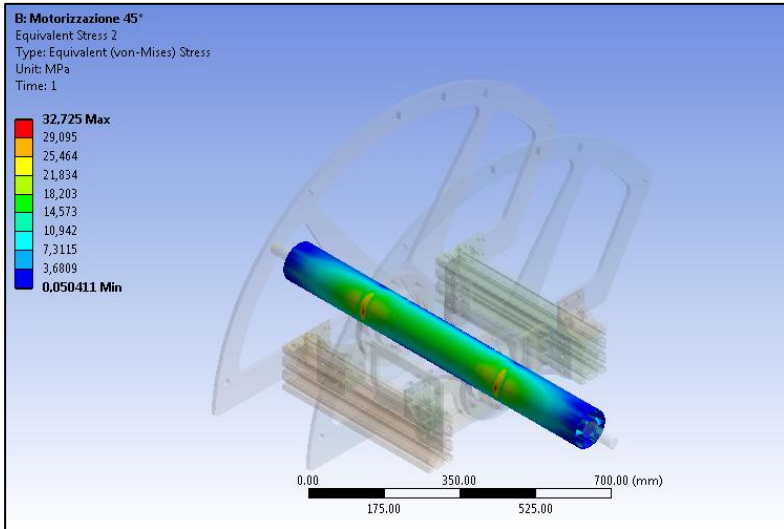


Figura 3-12 Particolare albero centrale.

Le massime tensioni equivalenti nel profilato alveolare sono situate in prossimità delle ruote dentate e raggiungono il valore di circa 33 MPa concentrato in una piccola zona, per confrontare questo valore occorre ricordare che questo è realizzato in lega di alluminio il cui carico di rottura σ_R è compreso tra 280 e 300 MPa ed il carico di snervamento σ_{sn} di 240 MPa, adottando un coefficiente di sicurezza $n = 1.5$ otteniamo una tensione ammissibile espressa dalla seguente formula:

$$\sigma_{amm} = \frac{\sigma_R}{n}$$

La tensione ammissibile risulta pari a circa 160MPa che, confrontata con la massima tensione presente, è possibile constatare la verifica di tale elemento e di operare ancora in condizioni di sicurezza.

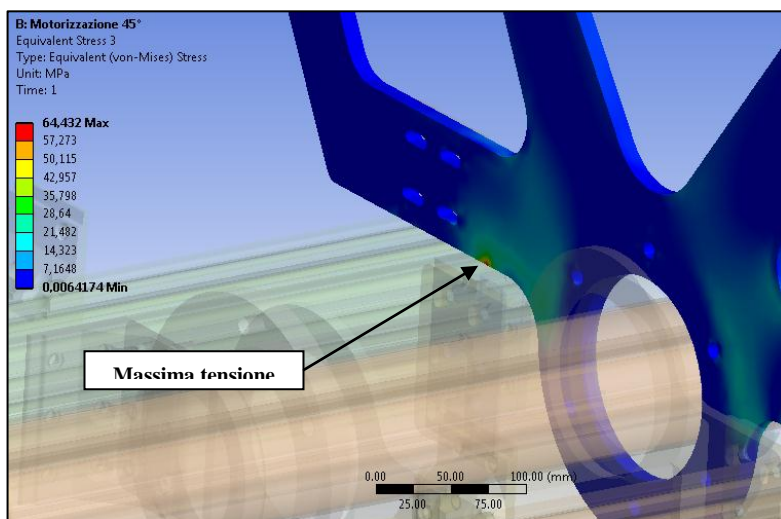


Figura 3-13 Massima tensione calcolata.

Nella figura relativa alla simulazione della ruota dentata è possibile osservare la zona di massima tensione presente in questo componente la quale è situata in prossimità di uno spigolo della ruota a contatto con il supporto, anche in questo caso si tratta di un punto di singolarità dovuto alla discretizzazione del modello. In ogni modo le tensioni che si raggiungono nella zona circostante risultano essere comprese

circa tra 42 e 57MPa valori che risultano verificati considerando il carico di rottura e di snervamento del materiale utilizzato per la realizzazione delle ruote dentate (AISI 304), infatti assumendo sempre un coefficiente di sicurezza 1.5 e considerando un carico di snervamento $\sigma_{sn} = 190\text{MPa}$, si ottiene una σ_{amm} pari a circa 127MPa che permette anche in questo caso di rimanere in condizioni di sicurezza.

3.4 - Test

Verranno mostrate le prime misure e la caratterizzazione del sistema di tracking a due assi di movimentazione progettato, con movimentazione di tipi continuo. Il sistema, come detto in precedenza, insegue il Sole su due assi in un riferimento alti-azimutale, usando due motori DC Brushless disaccoppiati fra loro con un feedback ad anello chiuso basato sul controllo della velocità mediante tecnica di controllo PID (proportional, integral, derivative). Il sistema presenta elevati rapporti di riduzione che permettono ai motori di effettuare un inseguimento del Sole continuo.

L'algoritmo di controllo prevede un primo posizionamento grossolano di entrambi gli assi, per avvicinare la struttura alla posizione di fuoco, quindi viene attivato un controllo di retroazione PID, avendo come feedback la lettura dal sensore, e come uscita,

la velocità da impartire ai due motori. Il controllo PID in velocità realizza così l'inseguimento continuo desiderato.

Il posizionamento grossolano è affidato ad un algoritmo di calcolo delle coordinate solari VSOP82, portando il Sole all'interno dell'angolo di vista del sensore di circa 4°; la posizione della struttura è monitorata affinché non si discosti mai eccessivamente dalla posizione di fuoco, nel caso di radiazione solare non costante.

Sono state eseguite prove del sistema di puntamento nei giorni in giornate comprese tra Agosto e Settembre 2010 .

L'ora usata dal programma di acquisizione è l'ora solare di Greenwich, cioè essendo l'Italia nella zona GTM+1 ed essendo attiva l'ora legale al momento in cui sono state fatte le misure, l'ora mostrata è due ore indietro rispetto all'ora Italiana. Da ora in poi in questo lavoro si farà riferimento solo all'ora solare di Greenwich.

In e si nota l'andamento del segnale ricevuto dal sensore e del segnale di velocità mandato ai motori (in volt) nelle due direzioni, durante l'intero periodo in cui sono state fatte le misure durante il giorno 4/08/10 (prima giornata di misure). Sono anche mostrate le modalità di funzionamento del sistema mediante i colori di fondo.

Si nota la procedura di avviamento con il cambiamento fra le modalità fino al reset delle coordinate avvenuto circa alle 10:46;

da quel punto il sistema ha funzionato a modalità coordinate + PID fino a che non sono stati rilevati dei problemi nel funzionamento alle 12:32.

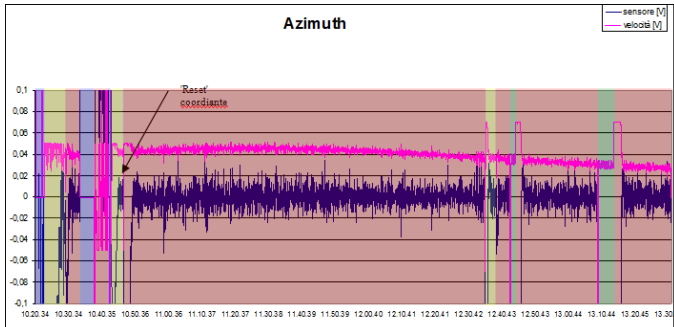


Figura 3-14 Sensore e velocità Azimuth.

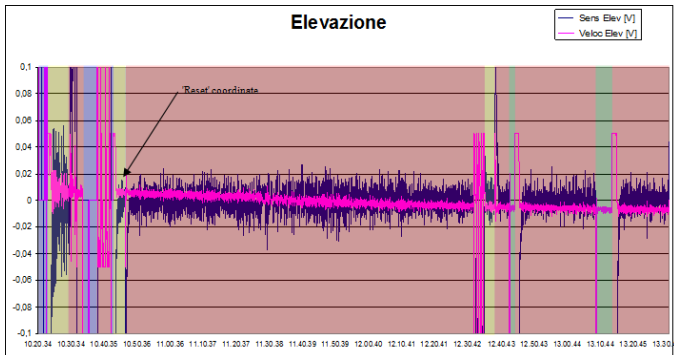


Figura 3-15 Sensore e velocità Elevazione.

Si riportano adesso le misurazioni effettuate in data 06/09/2010. L'andamento del segnale ricevuto dal sensore e quello mandato

al motore di elevazione è mostrato in Figura 3-16. I periodi nuvolosi sono evidenziati in giallo.

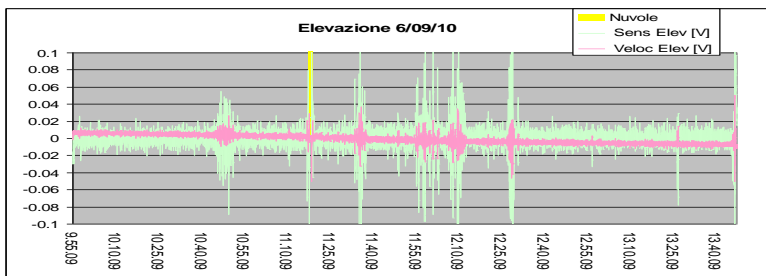


Figura 3-16 Segnali del sensore e velocità (in volt) per l'elevazione durante il periodo di prova.

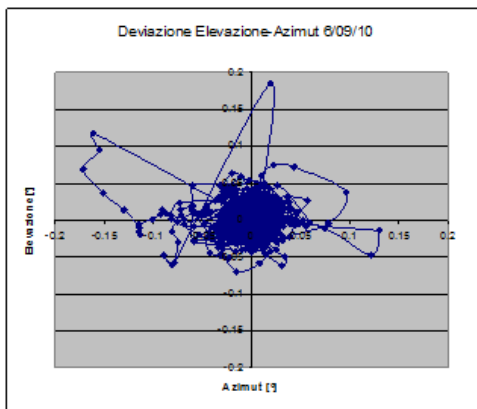


Figura 3-17 Coppie di valori angoli elevazione-azimut.

Si notano in Figura 3-17, le coppie di valori di elevazione e azimut rilevati durante la giornata con una linea che li collega.

4 - Misure ottiche mediante un Profilometro

4.1 - Sistemi di verifica di un profilo

Per la verifica di un particolare profilo parabolico possono essere effettuate misure dirette oppure indirette.

4.1.1 - Misure dirette

Esistono due tipologie di misure dirette, il metodo “passo non passo” e la metodologia con comparatore

Metodo “passo non passo”: il sistema confronta in maniera elettronica il profilo scansionato con quello ideale grazie ad un sensore collocato nel target sul quale si ha un riscontro on/off (passo-non passo); nel caso in cui il laser cada nel target si ha una spia illuminata o comunque il processo continua in automatico, viceversa, nel caso in cui il laser esca dal target, un allarme acustico avvisa l'operatore o, in ogni caso, il sistema fa sì che il processo sia arrestato e ci sia l'identificazione del difetto.

Metodo con comparatore: sulla superficie della parabola viene fatto scorrere un comparatore a braccio lungo che è in grado di individuare la presenza di eventuali difetti e misurarne l'entità.

Tramite comparatore è possibile ricostruire anche il profilo reale e quindi valutare un errore medio.

4.1.2 - Misure indirette

I raggi solari vengono sostituiti da un raggio laser che spazza tutta la superficie parabolica e l'eventuale presenza di un difetto viene segnalata quando il raggio laser non cade più nel fuoco, luogo in cui è collocato un target, ma lo spot del laser cade in un altro punto esterno allo zero. La deviazione rispetto al fuoco può essere vista sia manualmente con un osservatore visionante il target oppure in modo automatico con una telecamera puntata sul target e collegata ad un computer.

Metodo Γ : con questo metodo (Figura 4-1) si colloca nel fuoco della parabola un emettitore laser inclinato di un certo angolo α che simula il raggio solare e si fa ruotare l'emettitore così che tutta la superficie sia spazzata.

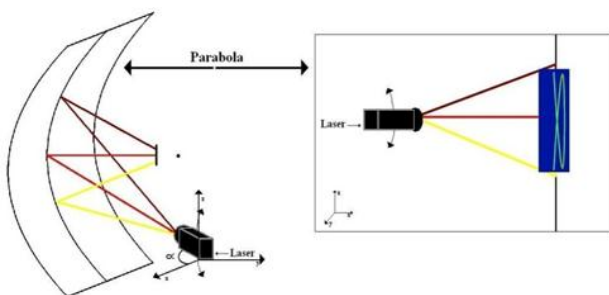


Figura 4-1 Metodo Γ .

In questo modo il raggio riflesso colpisce un assorbitore posto sopra l'emettitore di luce nel fuoco disegnando così una figura simile alla lettera greca gamma γ . Nel caso di un profilo ideale la figura disegnata dal raggio è un gamma senza discontinuità presenti nell'immagine (Figura 4-2); al contrario in un profilo su cui è presente un eventuale difetto di forma il gamma presenta un'interruzione in corrispondenza dell'irregolarità che fa sì che il raggio venga deviato in altri punti del foto rilevatore estranei alla curva del gamma (Figura 4-2).

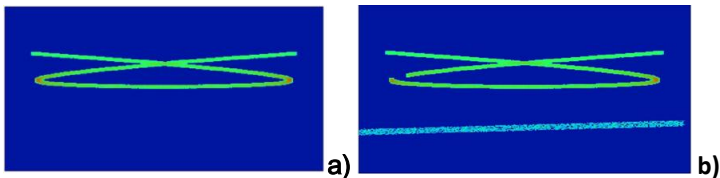


Figura 4-2 Profilo ideale a) e difettato b).

Scansione con profilometro [19]: il problema del “Metodo Γ ” è qui risolto tramite un’analisi in continua che permette la localizzazione del difetto. Questo metodo, a differenza del precedente, pone l'emettitore su un carrello mobile ed il fotorilevatore nel fuoco. L'emettitore laser emette un raggio per ogni Δx della guida su cui è collocato e, in assenza di imperfezioni, il raggio cade esattamente nel fuoco (Figura 4-3). Nel caso in cui sia presente un difetto di forma sul profilo, il raggio viene deviato ed il fascio laser colpisce un punto estraneo al fuoco, indicando così la posizione dell'eventuale discontinuità.

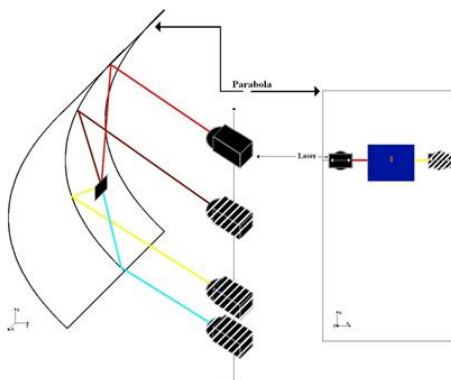


Figura 4-3 Metodo di riscontro con Profilometro.

Dalla Figura 4-4 si nota come la presenza di uno o più difetti sulla parabola faccia sì che l'immagine che si riceve sul target non sia costituita da un unico punto come nel caso ideale ma da più punti dovuti alla riflessione del raggio laser su un profilo avente errori e dunque, angoli diversi da quelli nominali.

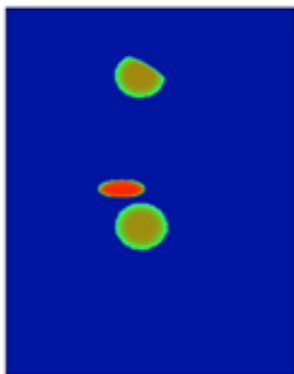


Figura 4-4 Profilo difettato.

Un difetto comporta una deviazione del raggio in un punto più o meno distante dal fuoco a seconda della dimensione del difetto stesso; di conseguenza si deve collocare un target nel fuoco che ci consenta di visualizzare buona parte delle deviazioni. Si deve dunque definire un fondo scala che ci permetta di visualizzare quei difetti che in parte inficiano il funzionamento del pannello solare (basse deviazioni rispetto al fuoco) tralasciando quelle deviazioni considerate eccessive a causa della loro elevata distorsione.

4.2 - Realizzazione del profilometro

4.2.1 - Struttura

L'idea base del progetto è quella di creare un elemento facilmente trasportabile ed adattabile ad ogni tipo di terreno così da garantire, per quanto possibile, l'universalità e l'adattabilità del sistema a tutte le parabole in commercio.

La struttura è stata progettata e realizzata con profilati modulari commerciali (Figura 4-5), di diverse sezioni, a seconda dell'ubicazione richiesta nella struttura.

Sulla base e sui due montanti laterali dove grava la maggior parte del peso e, quindi, dove la struttura ha i momenti maggiori sono stati utilizzati profili con dimensioni 40x120 mm mentre per le

zone superiori come le traverse ed il montante centrale si è preferito usare un elemento con una sezione ridotta 40x80 mm; per i sostegni del laser e del target è stato utilizzato un profilo con sezione di 40x40 mm.



Figura 4-5 Sezione del profilato commerciale.

In questo modo è stata garantita una maggiore leggerezza del sistema, senza modificare i risultati che avrebbero potuto essere viziati dalla flessione che la trave o comunque la zona superiore avrebbe potuto avere. Il profilato commerciale permette di ottenere collegamenti molto precisi e resistenti fra i vari elementi della struttura utilizzando delle semplici squadrette in alluminio.

La prima parte realizzata è stata la base del carrello (Figura 4-6) che è stata dotata di ruote per facilitare lo spostamento e piedi regolabili ai quattro angoli per posizionare la struttura su ogni tipologia di terreno e garantire la perfetta planarità della base attraverso la loro regolazione.

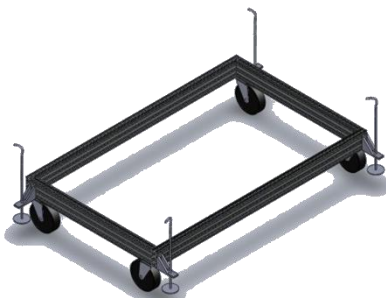


Figura 4-6 Base del carrello.

Successivamente utilizzando le guide del profilato modulare sono stati fissati alla base quattro montanti (Figura 4-7), due anteriori con sezione 40x80 mm e due posteriori con sezione 40x40 mm, collegati tramite un opportuno sostegno. Alla base dei montanti anteriori è stata fissata una traversa orizzontale che funge da appoggio inferiore per la parabola, dotata di opportuni riferimenti che serviranno per il corretto posizionamento dello specchio.



Figura 4-7 Montanti laterali.

A tali montanti vengono aggiunte due traverse, che collegheranno il sistema di misura alla struttura. Su queste viene fissato un profilo con sezione 40x40 mm che impedirà allo specchio di ribaltare e tramite l'aggiunta di due barre filettate, servirà a correggere l'inclinazione della parabola per posizionare il suo asse ottico parallelamente al raggio laser nella fase di taratura.

Il movimento dello specchio parabolico è facilitato dalla presenza due rotelle che ne vincolano lo spostamento senza danneggiarne la superficie.

Quindi tramite una nuova traversa, posta perpendicolarmente alle due precedenti ed un sostegno inferiore collegato alla base del carrello, viene aggiunto il montante centrale dotato di una guida, sulla quale scorre il carrello utilizzato per la movimentazione del puntatore laser ed anche una scala millimetrata per conoscere esattamente la posizione del carrello (e quindi del laser) rispetto ad un riferimento fisso, appunto la base del carrello.

Per scansionare tutta la larghezza della parabola il montante deve potersi muovere orizzontalmente e contemporaneamente sia rispetto alla traversa orizzontale che alla base del profilometro (Figura 4-8).

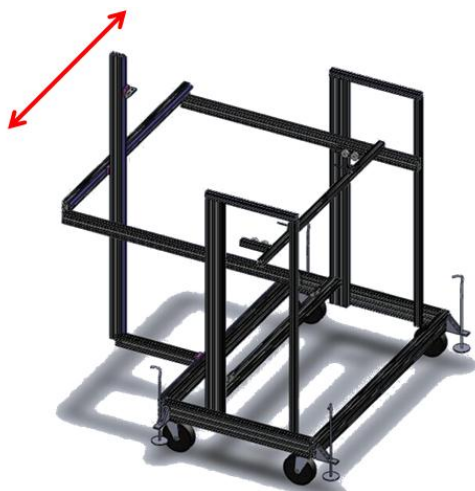


Figura 4-8 Inserimento delle traverse e del montante centrale.

Sul montante vengono infine montati come unico blocco il braccio su cui sarà posizionata la macchina fotografica per l'acquisizione dei dati e quello sul quale viene fissato il target (Figura 4-9).

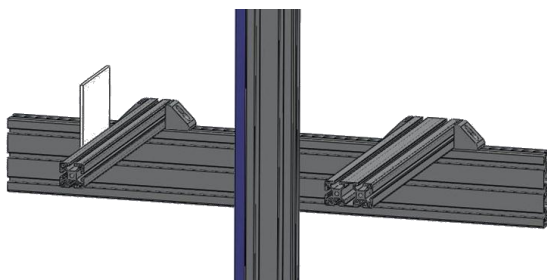


Figura 4-9 Blocco target ed acquisizione dati.

La sede del laser viene invece ricavata direttamente su un profilato e posta su un sostegno fissato al carrello per permettere lo scorrimento del laser lungo il montante verticale (Figura 4-10).

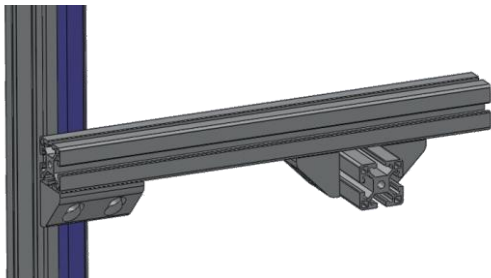


Figura 4-10 Sede del laser e relativo sostegno.

In Figura 4-11 viene mostrato il prototipo di profilometro al termine dell'assemblaggio.

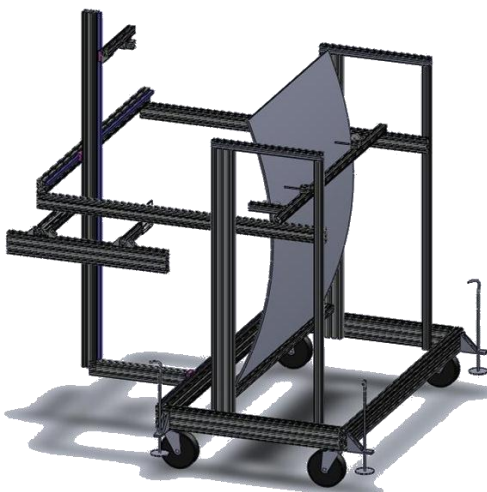


Figura 4-11 Profilometro.

4.2.2 - Strumentazione adottata

Per generare il raggio laser è stato utilizzato un laser a diodo alimentato tramite batteria; il laser è stato inserito direttamente all'interno della cava centrale presente nel profilato commerciale, dopo un opportuno allargamento del foro; il movimento assiale è stato impedito con l'inserimento di una spina. Lo spot del laser ha un diametro di 3 mm (Figura 4-12).



Figura 4-12 Laser a diodo.

In prossimità del fuoco della parabola è stato posizionato il target (Figura 4-13), costituito da un foglio di carta millimetrata prestampata con dimensioni 150x140 mm. Sul target è presente un segno al centro che indica la posizione “zero”, rispetto al centro sono riferimenti orizzontali distanti 0,25 mm. Il target viene fatto aderire mediante l'utilizzo di molle ad un riquadro in plexiglas, scelto per le sue buone proprietà ottiche, fissato alla struttura del profilometro.

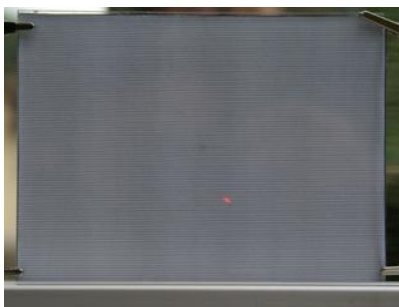


Figura 4-13 Target.

Dietro al target, su un sostegno separato è stato posizionata una macchina fotografica digitale per acquisire le immagini del target raffiguranti lo scostamento dello spot laser dal fuoco. La macchina fotografica è stata allineata con il target in modo da evitare errori nella lettura del target a causa di una errata prospettiva.

4.2.3 - Posizionamento del riflettore parabolico

La fase successiva è stata il corretto posizionamento del concentratore parabolico sul profilometro; per prima cosa è stato posizionato il carrello in modo tale per cui il piano di base sia orizzontale, sfruttando i supporti regolabili a terra. La parabola è stata successivamente appoggiata sul sostegno inferiore a contatto con i due riferimenti fissi (Figura 4-14) in modo tale il bordo inferiore sia perfettamente parallelo al terreno ed allineato

con la struttura. Questi blocchi in alluminio serviranno anche nella fase di misura come riferimenti fissi per il punto “zero” della corda da scansionare.

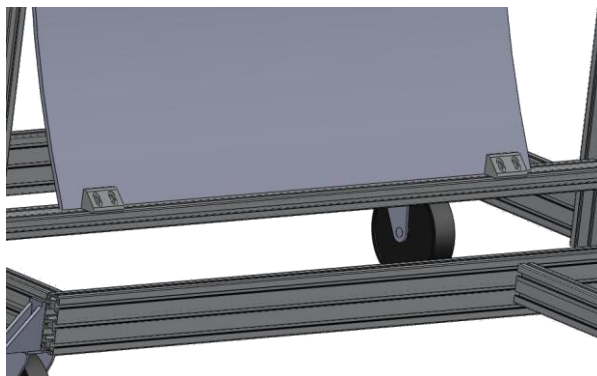


Figura 4-14 Riferimenti in alluminio.

Mediante l'utilizzo di quattro ruote in materiale plastico (Figura 4-15), due per ogni lato.

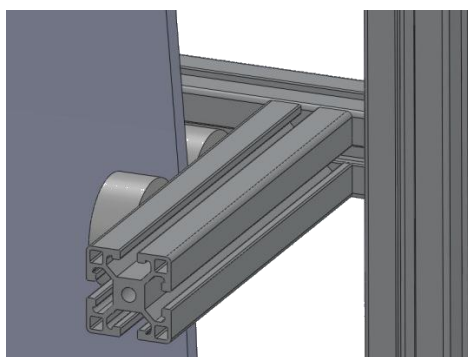


Figura 4-15 Ruote di bloccaggio.

4.2.4 - Posizionamento del target

Il posizionamento del target, rappresentato in Figura 4-16, viene effettuato tramite la regolazione del supporto dello stesso sulla traversa fissata alla guida verticale, agendo quindi sul valore di X (distanza del target dalla guida verticale) e tramite lo spostamento sulla guida verticale della traversa stessa, agendo sul valore di Y (distanza della traversa dal piano di base).

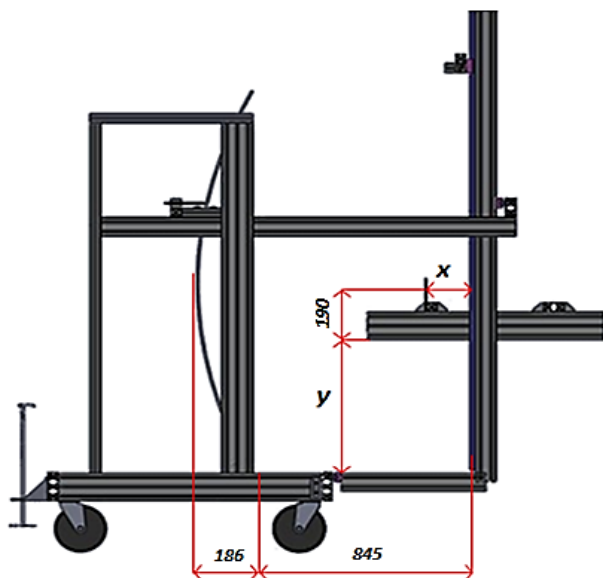


Figura 4-16 Posizionamento del target.

Essendo note le dimensioni della parabola è stato possibile calcolare i valori di X ed Y per posizionare il centro del target nel fuoco.

In particolare:

$$186 + 845 - X = 800 \quad Y + 190 = 1543/2$$

$$X = 231\text{mm} \quad Y = 961,5$$

Essendo la distanza focale della parabola 800 mm e l'apertura 1543 mm. Come origine del sistema di riferimento (Figura 4-17) è stato preso l'angolo inferiore sinistro della parabola.

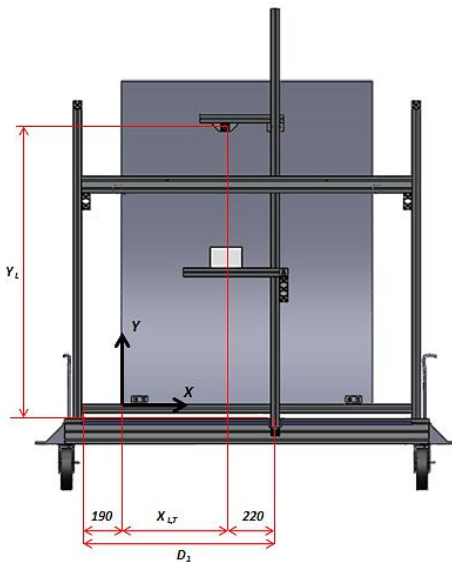


Figura 4-17 Sistema di riferimento.

Tramite la conoscenza della posizione della parabola e delle dimensioni del supporto laser si ricavano facilmente le coordinate istantanee del punto illuminato dal fascio laser essendo D_1 la

distanza del montante dalla sua posizione (estremo della guida in basso su cui esso scorre). La coordinata XL del laser coincide con quella del centro del target XT in quanto i due elementi sono allineati sulla stessa verticale; tale coordinata prende il nome XL,T. Le coordinate del punto illuminato nel piano X-Y dell'apertura della parabola sono le seguenti:

$$X_{L,T} = D_1 - 220 - 190 ; Y_L$$

Y_l rappresenta la distanza del laser dal piano di base. Il valore di Y_L è facilmente ricavabile in quanto viene letta direttamente sulla scala millimetrata presente sulla guida del montante centrale, il cui valore zero corrisponde al piano di base e quindi al bordo inferiore dello specchio parabolico.

4.3 - Raccolta ed elaborazione dei dati

4.3.1 - Raccolta dati

Una volta posizionato lo specchio parabolico sul profilometro è stato deciso di scansionare sei corde, due all'estremità sinistra, due al centro e due all'estremità destra dello specchio, corrispondenti alla coordinata X mostrata in Figura 4-18.

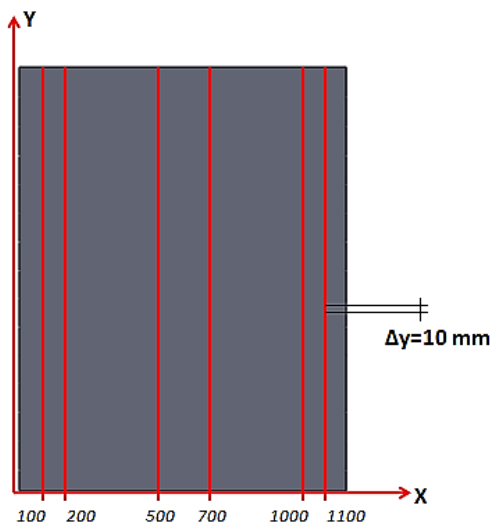


Figura 4-18 Scansione delle corde.

Per ogni corda è stata acquisita una immagine ogni 10 mm ed una volta terminata la scansione il montante centrale, dove è posizionato sia il laser che il sistema ottico di acquisizione, è stato traslato lungo le guide della quantità necessaria per la scansione della corda successiva.

Durante la scansione delle sei corde non è stato possibile acquisire dati nella parte centrale di ognuna di esse, corrispondente alle dimensioni del target, a causa della interposizione dello stesso fra il laser e lo specchio parabolico. Una possibile modifica della struttura potrebbe riguardare l'inclinazione del supporto del laser in modo che il raggio laser non vada ad impattare sul target senza raggiungere lo specchio.

4.3.2 - Lettura delle immagini

Il risultato dell'acquisizione sono state una elevata quantità di immagini, ognuna delle quali raffigurante la posizione istantanea dello spot laser riflesso da un determinato punto dello specchio parabolico (Figura 4-19).

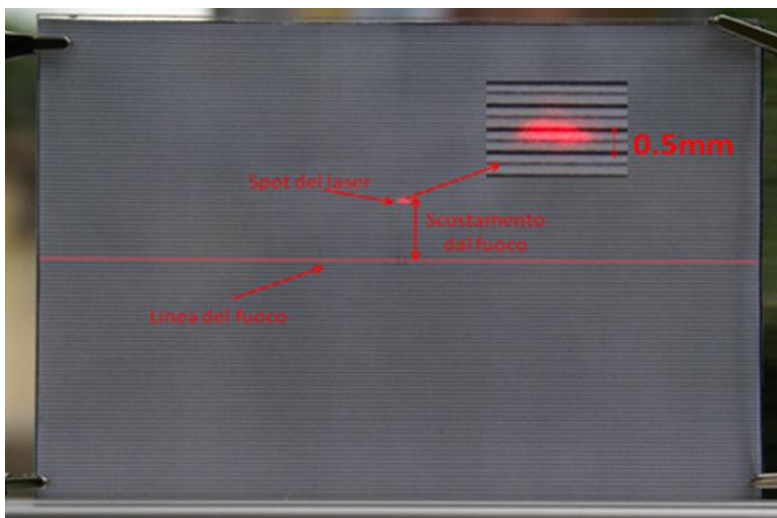
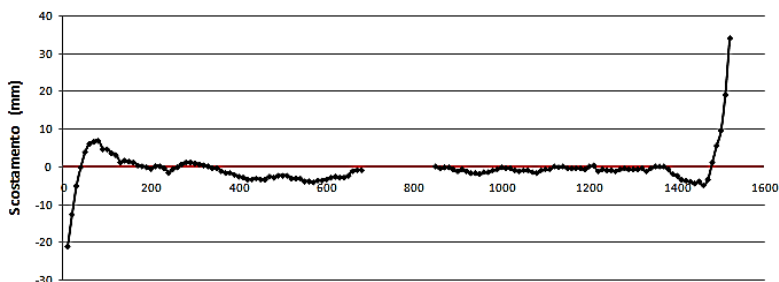
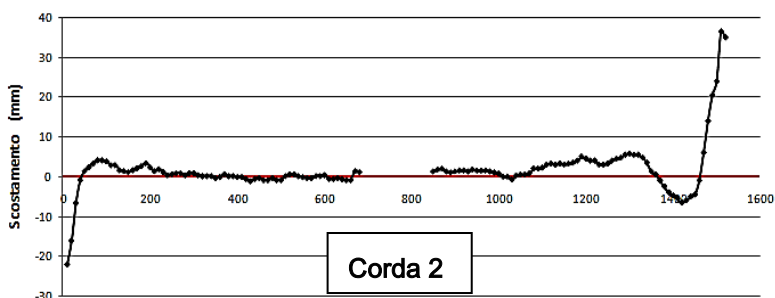
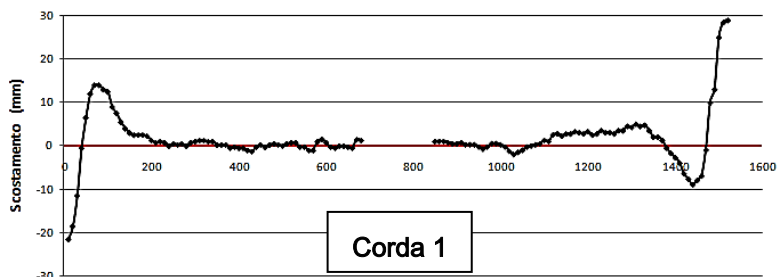


Figura 4-19 Scostamento spot dalla linea del fuoco.

Per ogni immagine è stato ricavato lo scostamento dello spot laser riflesso dallo specchio parabolico. Lo scostamento minimo leggibile dalle immagini è di 0,25 mm, più che sufficiente per la precisione richiesta. In Figura 4-20 sono stati plottati i valori degli scostamenti dal fuoco per le sei corde scansionate.

Come già accennato, nella parte centrale della corda non sono stati acquisiti dati a causa della interposizione del target fra la sorgente del fascio laser e lo specchio parabolico.



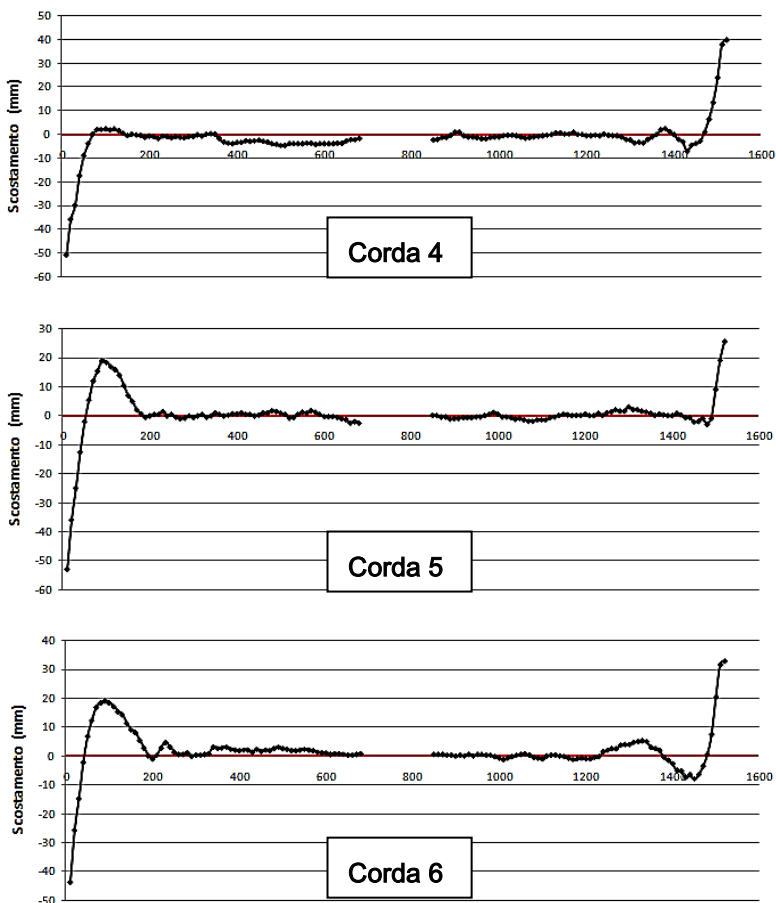


Figura 4-20 Scostamento in mm dal fuoco.

Dai grafici è possibile notare un aspetto comune a tutte le acquisizioni, infatti spostandosi verso le estremità dello specchio gli scostamenti tendono ad assumere valori sempre maggiori e risultano essere massimi alla fine. Da questi possiamo intuire che il profilo dello specchio si discosta molto da quello ideale in

queste zone che, in particolare, sembrano avere una focale più lunga. Questo può essere attribuibile al fatto che lo specchio, essendo incollato su una lastra di materiale metallico, abbia subito deformazioni alle estremità.

4.3.3 - Ricostruzione del profilo

Lo scopo di questa analisi è quello trovare la relazione fra lo scostamento dello spot del laser rispetto alla linea ideale del fuoco, riferito ad un eventuale difetto superficiale. Il profilo ideale dello specchio è stato ottenuto mediante l'utilizzo di un foglio di calcolo attraverso la formula:

$$Z(y) = \frac{\frac{y^2}{4 \cdot f}}{1 + \sqrt{1 - \frac{(1+k) \cdot y^2}{4 \cdot f^2}}}$$

Nel nostro caso abbiamo $f=800\text{mm}$ e $k=1$ dato il profilo parabolico dello specchio. La Figura 4-21 mostra il profilo ideale del concentratore.

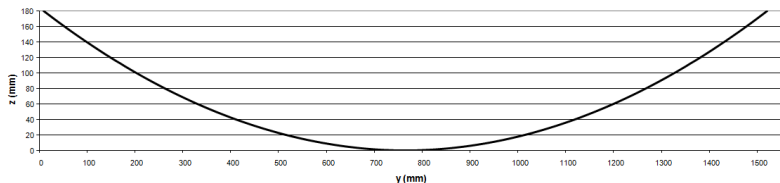


Figura 4-21 Profilo matematico dello specchio parabolico.

Per individuare la presenza di eventuali difetti, misurarne l'entità e valutare il loro effetto sulle prestazioni del concentratore è necessario ricostruire con buona approssimazione il profilo reale dello specchio per poi confrontarlo con quello ideale.

Per poter fare questo è stato utilizzato un approccio iterativo, nel quale si ricerca l'intersezione delle tangenti corrispondenti a due punti adiacenti del profilo parabolico. Tale metodo inizia da un punto P1, di coordinate note (nel nostro caso abbiamo preso un punto sul profilo ideale), la cui tangente (angolo α) viene calcolata univocamente tramite le coordinate e la proiezione dello spot del laser sul target (che in questo caso essendo un punto appartenente al profilo ideale cade esattamente nel fuoco). Andiamo poi a considerare il punto P2, del quale conosciamo solamente il valore della x (infatti $X_2=X_1+\Delta x$) ma non quello della y e ne quello dell'angolo β . Tuttavia la tangente nel punto P2 (angolo β) deve essere coerente con la lettura sul target ed inoltre P2 appartiene per definizione alla retta tangente. Chiamato C il punto di intersezione fra le due rette tangenti rispettivamente in P1 e P2, la sua posizione dipende strettamente dalla posizione del punto P2 sulla retta tangente (Figura 4-22).

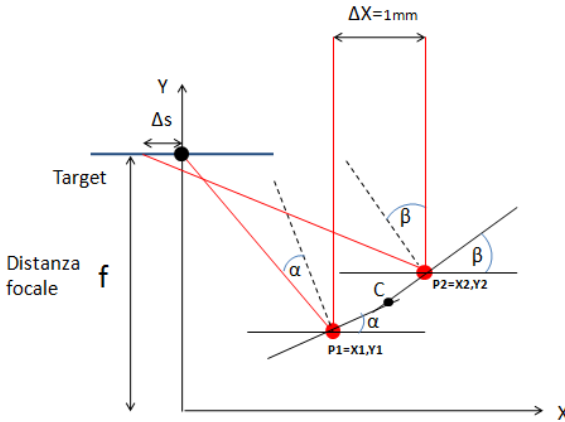


Figura 4-22 Rappresentazione del metodo iterativo.

Tuttavia, se il profilo fosse perfettamente parabolico i tre punti dovrebbero rispettare la relazione rappresentata in Figura 4-23.

$$X_c = \frac{X_1 + X_2}{2}$$

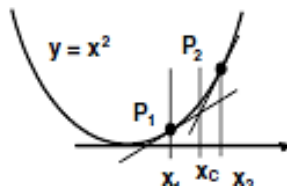


Figura 4-23 Profilo parabolico ideale.

Il principio di base di tale metodo si basa sul fatto di considerare vera tale relazione nonostante il profilo dello specchio diverga da

quello perfettamente parabolico. Una volta individuata la tangente e quindi la posizione del punto P2 si passa al successivo punto P3 e così via. Note quindi la posizione di un punto P_n (la X è nota dalle misure effettuate) ed il valore della sua tangente (inclinazione della superficie) si calcola la prima la posizione del punto C in cui si intersecano le rette tangenti come:

$$Y_c = Y_n + \frac{\Delta x}{2} \tan \alpha$$

Quindi si calcola contemporaneamente la posizione e ed il valore della tangente del punto adiacente risolvendo il seguente sistema di due equazioni in due incognite:

$$Y_{n+1} = Y_c + \frac{\Delta x}{2} \tan \beta$$

$$(f - Y_{n+1}) \tan 2\beta = X_{n+1} + \Delta s_{n+1}$$

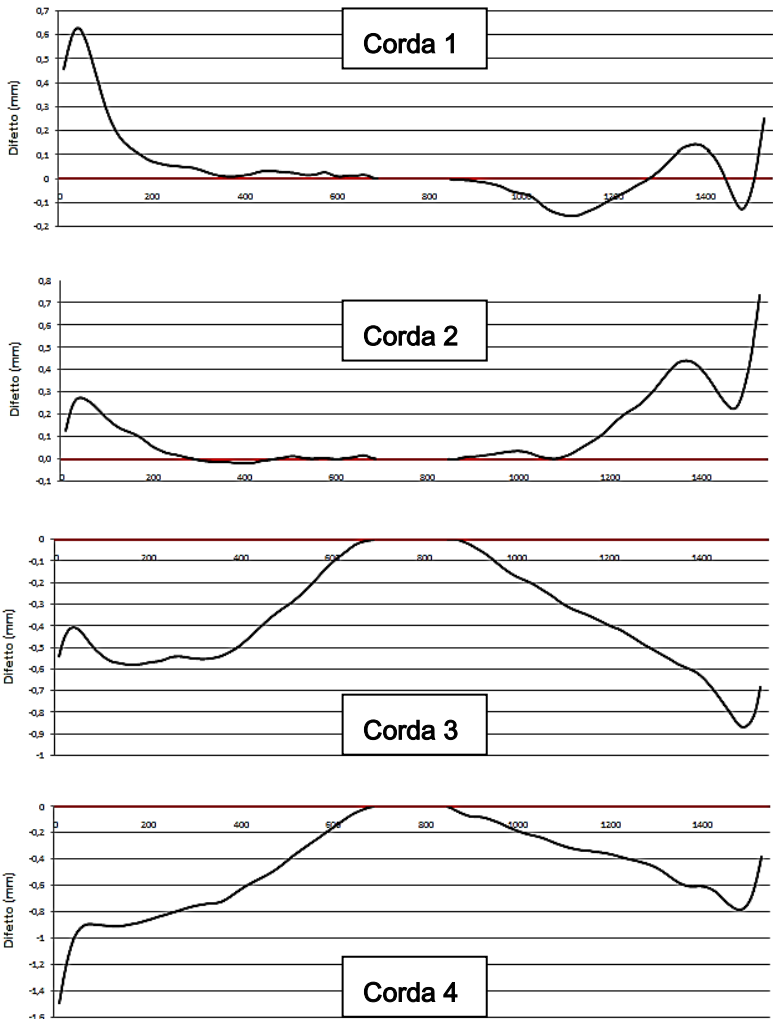
Riportando il sistema ad una unica equazione:

$$\left(f - Y_c + \frac{\Delta x}{2} \tan \beta \right) \tan 2\beta = X_{n+1} + \Delta s_{n+1}$$

Infine risolviamo l'equazione annullando il residuo della precedente funzione variando il valore di β .

Il calcolo iterativo è stato effettuato partendo dal centro del profilo parabolico spostandosi progressivamente lungo la corda verso i due estremi.

In Figura 4-24 si riportano i difetti del profilo lungo la corda in direzione perpendicolare al profilo ideale, valori positivi indicano una protuberanza della superficie, viceversa valori negativi evidenziano la presenza di eventuali avvallamenti dello specchio.



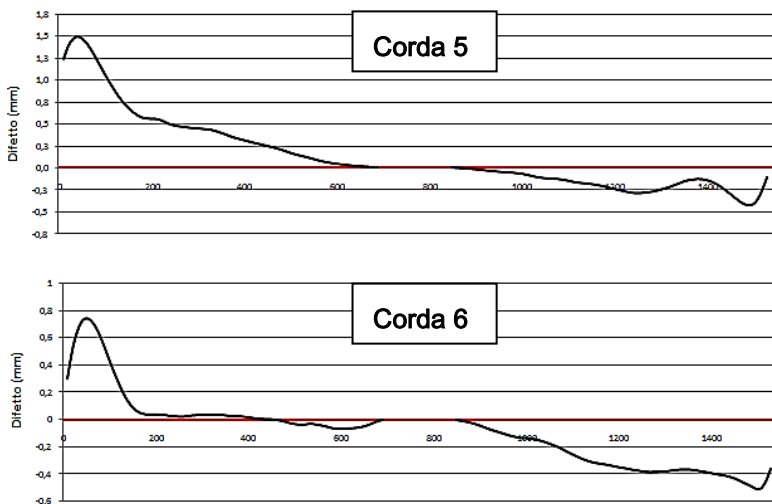


Figura 4-24 Difetti del profilo reale.

Anche la ricostruzione del profilo reale mostra maggiori difetti spostandosi verso le estremità dello specchio parabolico mentre sono estremamente contenuti nella zona centrale; ciò è coerente con gli scostamenti riportati in Figura 4-20.

Dalla ricostruzione dei profili reali appare evidente, relativamente alle corde 3 e 4, una curvatura poco accentuata che si risolve in una focale più lunga rispetto alle zone laterali.

4.3.4 - Slope error

Il parametro che meglio definisce la qualità “macroscopica” della superficie parabolica è lo slope error, indicato con la lettera β , ovvero l'angolo compreso fra la normale alla superficie di riferimento N_0 e la normale alla superficie riflettente reale N (Figura 4-25).

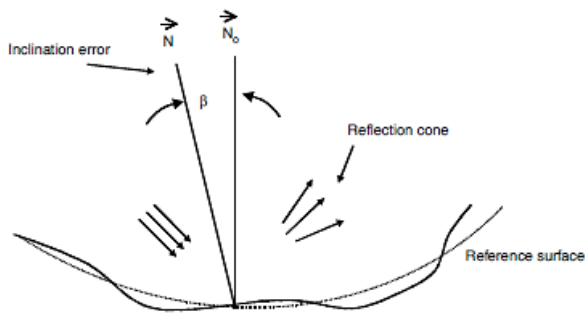


Figura 4-25 Slope error.

L'angolo β di slope, indicato in Figura 4-26 con $\alpha-\alpha'$ viene valutato lungo il profilo conoscendo il valore dello scostamento sul target e l'esatta posizione del puntatore laser. Mediante il calcolo iterativo viene calcolato l'angolo α per ogni acquisizione.

L'angolo di slope è infatti ottenuto sottraendo ad α il valore α' corrispondente ad una superficie parabolica ideale.

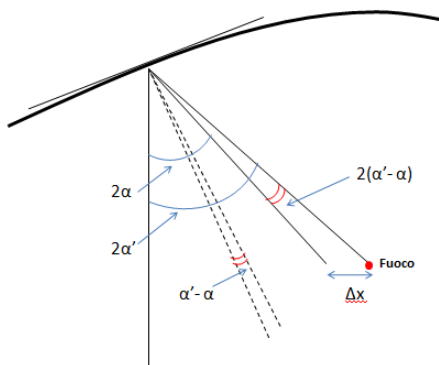
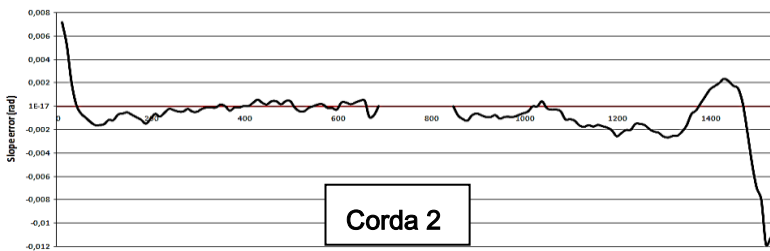
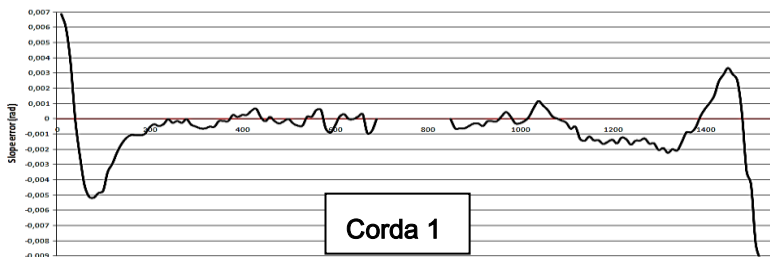


Figura 4-26 Rappresentazione angolo β di slope.

In Figura 4-27 vengono riportati i valori dell'angolo β di slope per ogni corda scansionata



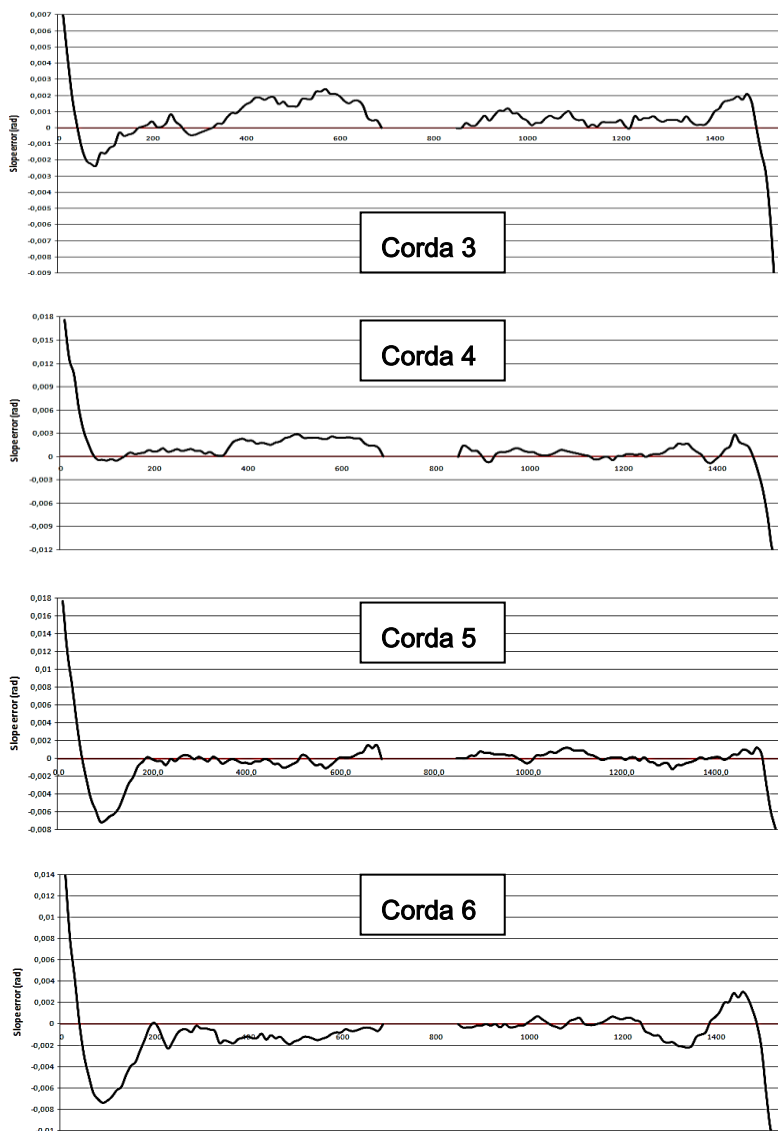


Figura 4-27 Valori dell'angolo di slope.

L'angolo di slope è molto significativo perché descrive qualitativamente e quantitativamente l'errore nell'inclinazione della superficie; dagli andamenti dell'angolo di slope appare chiaro il difetto nell'inclinazione spostandosi verso gli estremi dello specchio in concordanza con i risultati precedentemente analizzati. Risulta interessante mettere a confronto gli andamenti dell'errore sul profilo della superficie e dell'angolo β di slope. In Figura 4-28 è raffigurato tale confronto per la corda N.1.

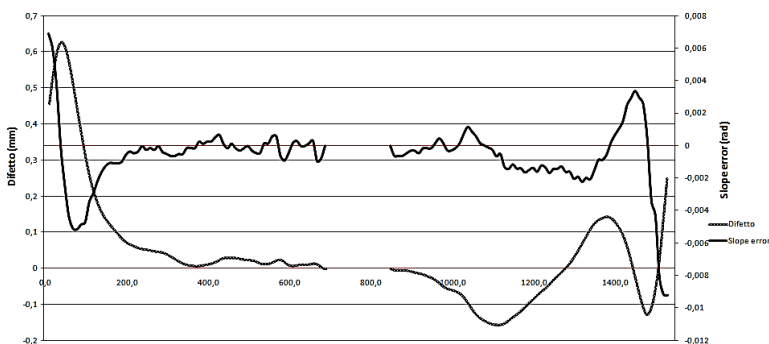


Figura 4-28 Confronto difetto - angolo di slope.

E' interessante notare che il difetto presenta una sorta di "sfasatura" rispetto all'angolo β di slope, questo è giustificato dal fatto che un errore sulla inclinazione della superficie dello specchio comporta un difetto sulla misura precedente. Dalla Figura 4-28 si nota anche che quando il difetto presenta un massimo, in tale punto l'angolo β di slope è pari a zero poiché l'inclinazione passa di nuovo da quella ideale.

Per caratterizzare la distribuzione di β sulla superficie reale viene utilizzato lo scarto quadratico medio (RMS), una distribuzione media statistica dell'angolo β di slope. Di seguito sono riportati i valori RMS, espressi in mrad, dell'angolo di slope relativi alle sei corde scansionate.

Tabella 4-1 Corde esaminate

Corda 1	Corda 2	Corda 3	Corda 4	Corda 5	Corda 6
2,153	2,187	1,406	2,975	2,663	2,808

La capacità della superficie parabolica riflettente di concentrare i raggi solari nel fuoco, può essere espressa mediante una deviazione standard totale σ_c , costituita dalla somma di più fonti di errore:

$$\sigma_c^2 = \sigma_{sp+wav}^2 + \sigma_{curvature}^2 + \sigma_{tracking}^2$$

Il primo termine rappresenta la deviazione standard dovuta alla difettosità del materiale riflettente; il secondo termine, $\sigma_{curvature}$, rappresenta la deviazione standard dovuta alla curvatura della superficie riflettente e viene ricavato mediante le misure sperimentali descritte in precedenza, ed infine il termine $\sigma_{tracking}$ è la deviazione standard dovuta ad errori di puntamento del sistema di inseguimento solare.

Per il prototipo di profilometro è stata considerata la superficie riflettente come ideale e, poiché il sistema di tracking è assente, la deviazione standard totale è uguale a quella causata solo da eventuali imperfezioni della superficie riflettente.

$$\sigma_C^2 = \sigma_{curvature}^2$$

L'errore totale dell'immagine riflessa, chiamato anche degrado solare, è dato dalla somma del contributo appena descritto e quello dovuto alla radiazione solare stessa $\sigma_{sunshape}$ che risulta essere approssimativamente 2,19 mrad.

$$\sigma_D^2 = \sigma_{sunshape}^2 + \sigma_C^2$$

4.3.5 - Rapporto di concentrazione

Per un concentratore reale i rapporti di concentrazione risultano inferiori a quelli ideali ($C_{max}=215$), a causa di errori macroscopici (superficie del concentratore), microscopici (materiale), meccanici direttamente collegati al sistema di inseguimento oppure della stessa radiazione solare.

Per il calcolo del rapporto di concentrazione dello specchio parabolico in esame, è stato inglobato in θ_s (vedi 1.5.1 -) il contributo negativo dell'angolo β di slope, dovuto agli errori di curvatura e piccole imperfezioni della superficie ed il contributo dell'effetto sunshape ($\sigma_{sunshape}$).

$$C_i = \frac{1}{\text{sen}(\theta_s + \sigma_{\text{sunshape}} + 2\beta_i)}$$

Per il calcolo del rapporto di concentrazione medio di ogni corda sono state seguite due strade diverse:

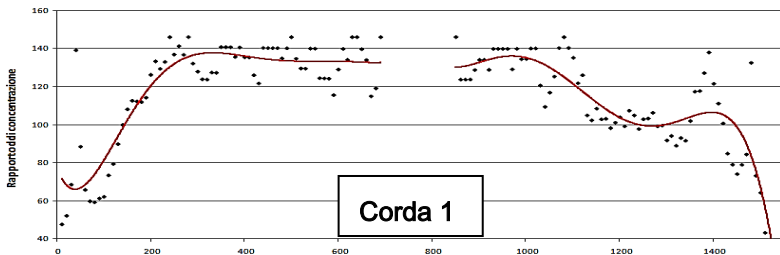
- Calcolo del rapporto di concentrazione attraverso una media semplice:

$$C_m = \frac{\sum_{i=1}^N C_i}{N}$$

- Calcolo del rapporto di concentrazione attraverso la deviazione standard totale:

$$C_m = \frac{1}{\text{sin}(\theta_s + \sigma_{\text{sunshape}} + 2\beta_m)}$$

L'andamento del rapporto di concentrazione è fortemente irregolare lungo ogni corda, per questo motivo nei grafici di Figura 4-29 è stata aggiunta una linea di tendenza per capire il comportamento generale di C lungo il profilo.



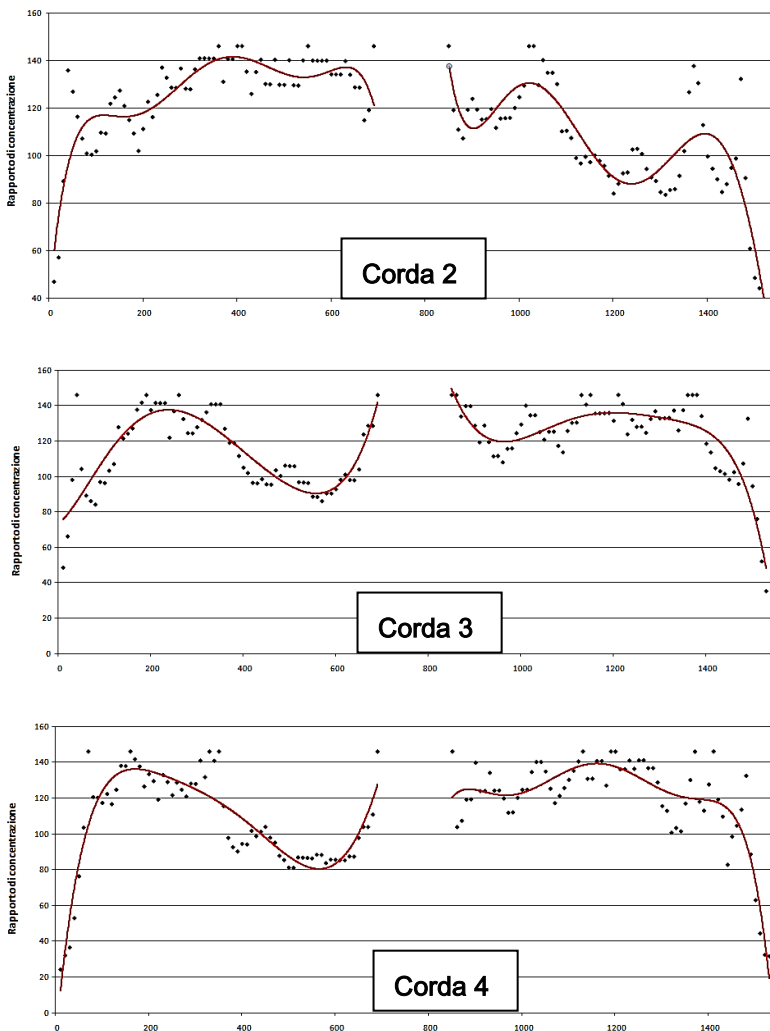
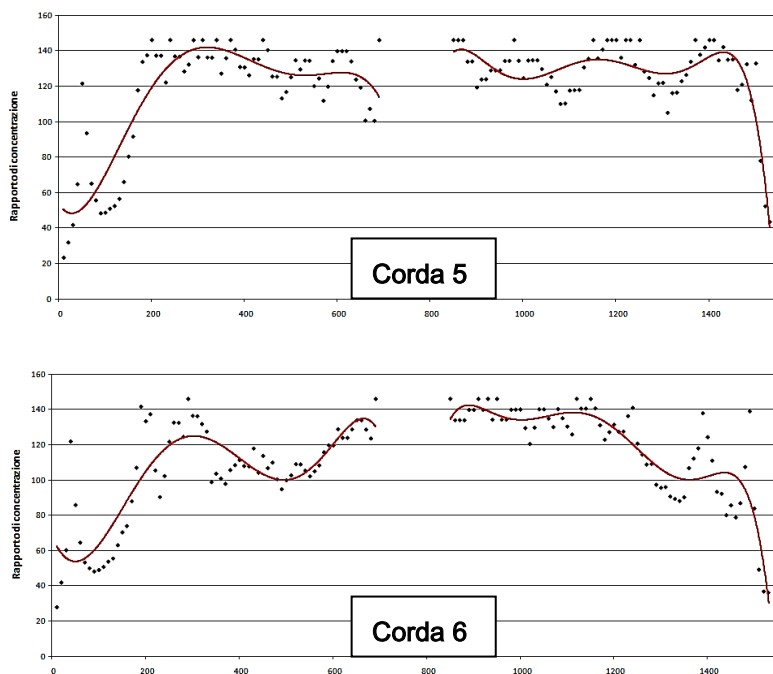


Figura 4-29 Rapporto di concentrazione.



Il rapporto di concentrazione assume valori decisamente maggiori nella parte centrale, dove era stata riscontrata una minore presenza di difetti dello specchio parabolico, tali valori tendono però a degradare spostandosi verso le estremità dove sono maggiormente scarse le prestazioni del collettore.

In Tabella 4-2 vengono riportati i valori dei rapporti di concentrazione calcolati con metodi diversi. I valori nell'ultima riga sono quelli ottenuti considerando non il valore medio dell'angolo β di slope ma il suo valore RMS.

Tabella 4-2 Rapporti di concentrazione.

	C1	C2	C3	C4	C5	C6
$C_m = \frac{\sum_{i=1}^N C_i}{N}$	116	115	118	113	122	111
$C_m = \frac{1}{\text{sen}(\theta_s + \sigma_{\text{sunshape}} + 2\beta_m)}$	100	107	113	102	109	100
$C_m = \frac{1}{\text{sen}(\theta_s + \sigma_{\text{sunshape}} + 2\sigma_C)}$	81	90	98	79	82	81

4.3.6 - Propagazione dell'errore

Le misurazioni svolte sulla parabola sono naturalmente affette da errori sia di natura sistematica che non.

Gli errori sistematici sono intrinseci della struttura stessa, come ad esempio angoli non perfettamente retti o dimensioni esatte dei profilati commerciali ed altri componenti della struttura.

Altri errori sono invece quelli non sistematici, quelli commessi dall'operatore durante la fase di messa a punto, allineamento e durante la fase di misurazione vera e propria.

I possibili errori commettabili riguardano le seguenti tematiche:

- coassialità fra raggio laser ed asse ottico;
- centraggio del target nel fuoco;
- lettura dello scostamento sul target;
- quota del raggio laser.

Il primi due causano uno spostamento dello spot sul target e non permettono quindi di ottenere risultati reali. La coassialità fra raggio laser ed asse ottico è importante soprattutto nel piano trasversale all'apertura in quanto causa uno spostamento verticale sul target che falsa la misura; meno importante è invece lo scostamento orizzontale che teoricamente non ha una influenza rilevante poiché viene scansionata una corda diversa da quella voluta.

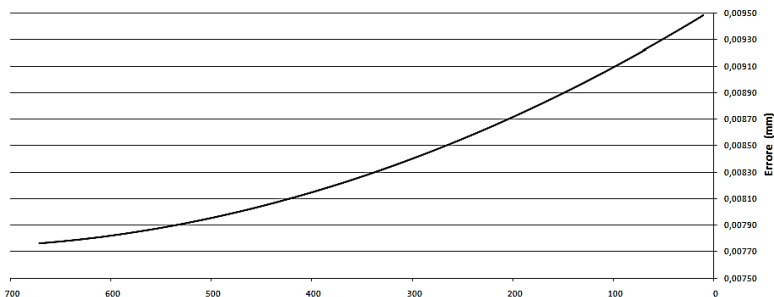
Un errore nel centraggio del target nel fuoco comporta uno scostamento maggiore dello spot (verso l'alto o verso il basso a seconda del posizionamento più vicino o più lontano rispetto al fuoco); questo potrebbe essere vantaggioso se utilizzato per ottenere una amplificazione del segnale in uscita ed una più facile lettura dello scostamento sul target stesso.

Gli altri due errori vengono invece commessi nella fase vera e propria di scansionamento e misura. L'operatore può infatti commettere un errore nel leggere il target oppure nel posizionamento del laser ad un valore di corda diverso da quello

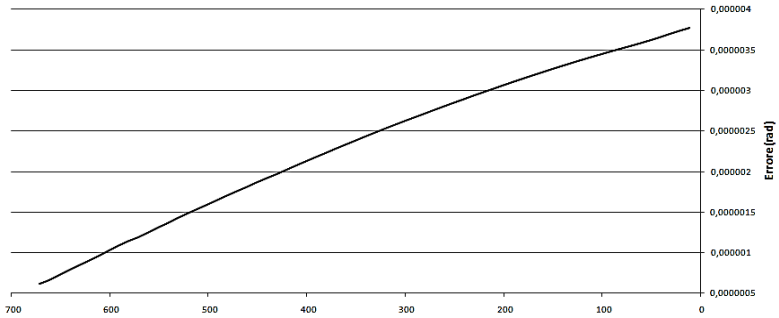
voluto. In entrambe i casi l'errore non è uguale per tutte le misure ma si propaga e si amplifica nelle misure successive.

Considerando che il target ha una risoluzione di 0,25 mm (minimo scostamento leggibile dall'operatore ad occhio nudo) ed il laser è posizionato a meno di 1 mm; di seguito vengono riportati gli errori, espressi in valore assoluto e percentuale, calcolati su metà profilo della corda N.1.

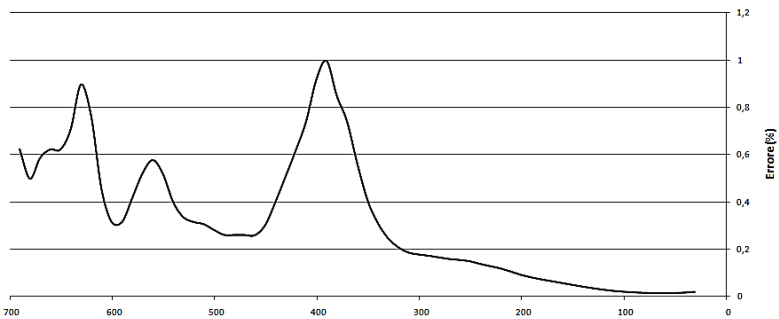
- Errore espresso in valore assoluto considerando un errore di 1mm sul primo posizionamento del laser e di 0,25mm sulla prima lettura del target.



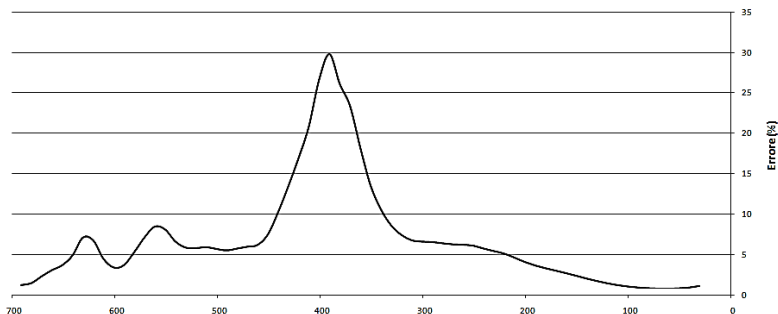
- Errore commesso nella valutazione dell'angolo β di slope considerando un errore di 1mm sul primo posizionamento del laser e di 0,25mm sulla prima lettura target.



- Errore percentuale del profilo considerando un errore di 1mm sul primo posizionamento del laser e di 0,25mm sulla prima lettura del target.



- Errore espresso in valore assoluto considerando un errore di 1mm sui tutti i posizionamenti del laser e di 0,25mm su tutte le letture del target.



L'errore espresso in valore assoluto si propaga spostandosi verso l'estremità anche se assume valori trascurabili per quanto riguarda l'angolo di slope.

Osservando però l'andamento del valore percentuale dell'errore possiamo vedere che questo è maggiore vicino al centro dello specchio e tende a diminuire spostandosi verso l'estremità presentando un massimo ad un valore di corda corrispondente a 400 mm. Il valore massimo è comunque dell'1% il che significa errori in valore assoluto dell'ordine di grandezza di 10^{-3} mm.

Nel caso in cui venga invece commesso un errore su tutte le acquisizioni (caso estremo) si commette un errore massimo del

30% che corrisponde ad un errore assoluto dell'ordine di 10^{-1} mm.

In Figura 4-30 viene invece rappresentato l'errore massimo commetibile sul rapporto di concentrazione lungo il profilo.

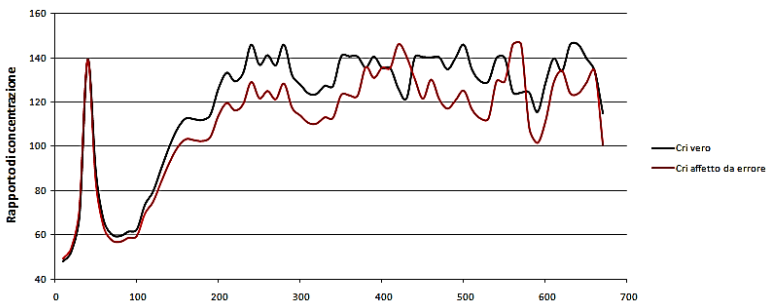


Figura 4-30 Errore massimo sul rapporto di concentrazione.

Si commette un errore massimo del 17,9% e comunque un $C_{\text{medio}}=111$ in confronto ad uno di 120 e quindi un errore percentuale sul rapporto di concentrazione medio del 7,66%.

Conclusioni

Attualmente non vi è una precisa normativa di riferimento per il calcolo dei carichi agenti sui collettori, soprattutto per quanto riguarda le azioni del vento; è nata quindi l'esigenza di realizzare uno strumento di progettazione capace di valutare le azioni aerodinamiche sui concentratori parabolici.

Allo scopo è stata messa a punto una procedura di simulazione del flusso d'aria attorno ad un profilo parabolico, mediante la creazione di una geometria parametrica; è stato valutato e calcolato il profilo del vento incidente e messo a punto il dominio computazionale. I primi risultati sono stati confrontati con dei dati sperimentali al fine di validare il modello creato. Validato il processo di calcolo è stata eseguita una campagna di simulazioni nelle quali è stato studiato il comportamento aerodinamico di diverse geometrie paraboliche, cambiando il rapporto focale/corda. Sono stati ottenuti i profili di carico, al variare dell'angolo di rotazione del concentratore per diverse geometrie, con due velocità del vento, 14 e 28m/s. La velocità del vento di 14m/s è riferita alla fase funzionamento del collettore, mentre quella di 28 /s è riferita alla resistenza meccanica del collettore stesso.

Il sistema di tracking biassiale, sviluppato appositamente per il progetto CESARE, cerca invece di rispondere al secondo

requisito chiesto per i PTC; le specifiche di progetto prevedevano un tipo di inseguimento continuo e, al fine di rispettare le specifiche imposte dall'ottica di concentrazione, è stato scelto un sistema meccanico che permettesse di limitare il gioco angolare in elevazione, per questo stato quindi progettato un sistema di trasmissione realizzato mediante l'ingranamento di due ruote dentate fisse di grandi dimensioni con una coppia di pignoni mobili. Il sistema biassiale è stato progettato nel suo insieme, assemblato e caratterizzato. La fase di test ha messo in luce la bontà delle scelte progettuali intraprese; infatti ha mostrato di non alterare in alcun modo il rendimento ottico teorico, nonostante la necessità di avere scostamenti massimi di 0.5° , garantendo le altissime precisioni imposte per questo tipo di applicazioni.

Lo sviluppo di un profilometro, come strumento qualitativo per la caratterizzazione di profili parabolici, è stata un'attività incentrata anch'essa sul progetto CESARE. Il metodo implementato per la ricostruzione del profilo di uno specchio parabolico ha mostrato risultati molto precisi (incertezza inferiore al 5%) quando il difetto presente ha una dimensione superiore o uguale a 0,5 mm a differenza dello slope angle, per il quale invece i risultati non sono molto soddisfacenti in quanto presentano una incertezza accettabile (inferiore al 25%) solamente nella parte finale del profilo, anche in questo caso quando il difetto ha una entità maggiore. L'analisi dell'efficienza ottica presenta risultati molto soddisfacenti in linea con quelli che sono i dati sperimentali disponibili; con il ricevitore oggi utilizzato (11 mm) si può arrivare

a 84 % di efficienza ottica. La comparazione tra efficienza ottica e Slope error ha sottolineato che per valori inferiori a 0.002 rad di quest'ultimo l'efficienza rimane al 100%. Inoltre l'analisi dello scostamento adimensionalizzato ha dimostrato che il maggiore errore registrato agli estremi della parabola è imputabile a un difetto del profilo stesso più che ad un amplificazione dell'errore.

Bibliografia

- [1]. Solar concentrators of novel design; Winston R., Solar Energy, 1974; 16:89-95.
- [2]. Solar Energy Engineering: Processes and systems; Kalogirou S.A., 2009.
- [3]. Solar Energy Report 2009.
- [4]. Handbook of Energy Efficiency and Renewable Energy; Frank Kreith, D. yogi Goswami 2007.
- [5]. The potential of solar industrial process heat applications. Kalogirou S. Appl Energy 2003;76:337–61.
- [6]. "Concentrating Solar Thermal Power"; Manuel Romero Alvarez, Eduardo Zarza, Plataforma Solas de Almeri-CIEMAT, 2007.
- [7]. "Istruzioni per la valutazione delle azioni e degli effetti del vento sulle costruzioni", CNR-DT 207/2008, ROMA – CNR 19 febbraio 2009.
- [8]. – NORMA UNI EN 1991-1- 4, Azioni sulle strutture, parte 1-4: Azioni in generale – Azioni del vento, luglio 2005.
- [9]. "Wind Tunnel Test of Parabolic Trough Solar Collectors ". N. Hosoya, J.A. Peterka, R.C. Gee, D. Kearney, National Renewable Energy Laboratory, NREL/SR-550-32282; Maggio 2008.
- [10]. "Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique", Yakhot, V., Orszag, S.A., Thangam, S., Gatski, T.B. & Speziale, C.G. (1992); Physics of Fluids A, Vol. 4, No. 7, pag. 1510-1520.
- [11]. "Structural design criteria for steel components of parabolic-trough solar concentrators", Giannuzzi, G.M., Majorana, C.E., Miliozzi, A., Salomoni, V.A., Nicolini, D. (2007), ASME Journal of Solar Energy Engineering, Vol.129, pp 382-90.
- [12]. The realization of a simple solar tracking concentrator for University research applications. Nuwayhid, R. Y., Mrad, F., and Abu-Said, R. Renewable Energy 24 (2001), 207-222.

- [13]. Design and construction of a one axis sun tracking system. Kalogirou, Soteris a. *Solar Energy* vol. 57, no. 6 (1996), 465-469.
- [14]. UNI EN 8862, Ruote dentate, parte 1-2, Calcolo della capacità di carico di ingranaggi. Principi, simboli, formule fondamentali e parametri limite. Fattori. Settembre 1987.
- [15]. NORMA UNI 10088-3, Acciai inossidabili , parte 3: Condizioni tecniche di fornitura dei semilavorati, barre, vergella, filo, profilati e prodotti trasformati a freddo di acciaio resistente alla corrosione per impieghi generali, settembre 2005.
- [16]. UNI EN 12975 - 2 – Impianti solari termici e loro componenti. Collettori solari
- [17]. NORMA UNI EN 8862, Ruote dentate, parte 1-2, Calcolo della capacità di carico di ingranaggi. Principi, simboli, formule fondamentali e parametri limite. Fattori. Settembre 1987.
- [18]. "Progettazione e sviluppo collettore PV-T a concentrazione con gruppo di continuità a fuel-cell"; Chiani G., De Leo N., De Lucia M., Giovannetti P., Mengoni C. P. Messeri M., Toccafondi S., Francini F., Giannuzzi A., Bianchini C., 65° ATI conference, Domus de Maria (CA), 13-17 Settembre 2010
- [19]. A.Maccari, M. Montecchi, "An optical profilometer for characterisation of parabolic trough solar concentrators", ENEA, Concentrating Solar Power Project, 2006.
- [20]. Evaluation of Surface Slope Irregularity in Linear Parabolic Solar Collectors F. Francini, D. Fontani, P. Sansoni, L. Mercatelli, D. Jafrancesco, and E. Sani; National Institute of Optics (INO), CNR