

UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA



Simulazioni numeriche per lo sviluppo di tecniche
innovative di casting per la produzione di SoGSi nel
sistema *i*-DSS.

Supervisore:

Ch.mo Prof. Fabrizio Dughiero

Direttore della scuola:

Ch.mo Prof. Paolo Colombo

Coordinatore d'indirizzo:

Ch.ma Prof.ssa Luisa Rossetto

Dottorando:

Alessandro Tolomio

Scuola di Dottorato

in Ingegneria Industriale

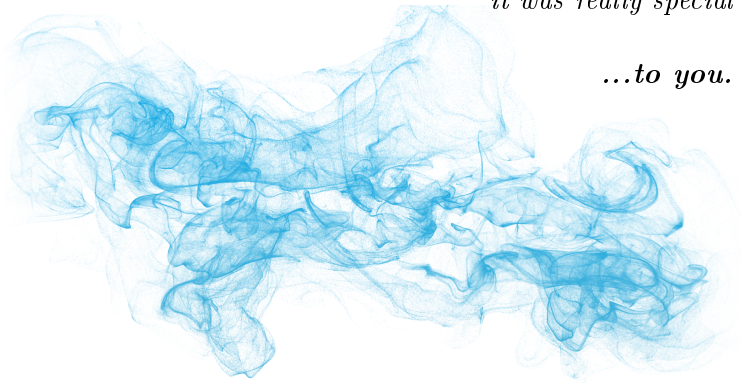
Indirizzo in Ingegneria dell'Energia

XXVIII Ciclo

Università degli Studi di Padova

*"I met a cloud,
it was really special"*

...to you.



Indice

Sommario	1
1 Introduzione	5
1.1 Mercato energetico mondiale e posizionamento della conversione energetica da PV	5
1.2 Stato dell'arte della solidificazione direzionale di Silicio multicristallino	8
1.3 Introduzione alle tecniche di stirring in the crystal growth	12
1.3.1 Scenario dei Campi Magnetici applicati alla Crescita Cristallina in processi bulk	13
2 Principi teorici	17
2.1 Elettromagnetismo	17
2.1.1 Time harmonic approximation	18
2.2 Fluidodinamica	20
2.2.1 Approccio computazionale	22
2.3 Forze di galleggiamento e di Marangoni	23
2.4 Trasporto di calore	23
2.4.1 Irraggiamento in mezzi trasparenti	24
2.4.2 Fenomeni termodinamici trascurati	25
2.4.2.1 Solidificazione	25
2.5 Ulteriori approssimazioni	27
2.6 Leenov-Kolin Force (LKF)	28
3 Il Lab-scale <i>i</i>-DSS	31
3.1 Quadro generale	31
3.1.1 Struttura meccanica	31
3.1.1.1 Strumentazioni vuoto	32
3.1.2 Sistema di raffreddamento	34

3.1.3	Sistema di potenza	37
3.1.4	Logica di controllo e monitoraggio	39
3.2	The core of Lab-scale <i>i</i> -DSS	41
3.2.1	Hot-zone	41
3.2.2	Upper-zone	42
3.2.3	Lateral-zone	42
3.2.4	Bottom-zone	43
3.2.5	Descrizione del processo	46
3.2.5.1	Particolarità del sistema <i>i</i> -DSS	48
3.2.5.2	Indicazioni operative	49
4	Modelli numerici	51
4.1	Flusso di lavoro al simulatore	51
4.2	Geometria	52
4.2.1	Induttore superiore	52
4.2.2	Induttore Laterale	54
4.2.3	Induttore Inferiore	55
4.2.4	Distanza induttore carico	57
4.2.5	Carico	57
4.2.6	Isolanti termici	58
4.3	Proprietà dei materiali	60
4.3.1	Silicio	60
4.3.2	Altri	61
5	Risultati numerici	63
5.1	Risultati simulazioni elettromagnetiche	63
5.1.1	Induttore Superiore	63
5.1.2	Induttore Laterale	68
5.1.3	Induttore Inferiore	76
5.1.3.1	Applicazione dei Concentratori di Flusso	80
5.1.3.2	Flange di protezione	83
5.1.4	Bassa Frequenza Induttore Laterale	86
5.1.4.1	Low AMF	87
5.1.4.2	TMF	92
5.1.4.3	TMF in pairs	96
5.1.4.4	Half TMF	100
5.1.4.5	Mirror in pairs	104
5.1.4.6	Similar CMF	108

Indice

5.1.5	Considerazioni Stirring EM - Bassa Frequenza	111
5.2	Risultati Simulazioni Termiche	112
5.2.1	Zona superiore	113
5.2.2	Zona Laterale	116
5.2.3	Zona Inferiore	119
5.3	Risultati Simulazioni Fluidodinamiche	120
5.3.1	Thermal aspect	122
5.3.2	Lorentz Force Middle frequency	126
5.3.3	Lorentz Force Low frequency	130
5.3.4	Lorentz Force Superimpose	133
5.3.5	Osservazioni	136
6	Conclusioni	139
A	Abbreviazioni e notazione	141
B	Lavori Pubblicati	143
	Ringraziamenti	151

Elenco delle tabelle

4.1	Dimensioni Induttore Superiore.	53
4.2	Dimensioni Induttore Laterale.	55
4.3	Dimensioni Induttore Inferiore.	55
4.4	Distanze tra induttori e suscettori.	57
4.5	Distanze caratteristiche del box di grafite isostatica.	59
4.6	Proprietà del Silicio.	60
4.7	Proprietà degli altri materiali.	61
5.1	Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a “freddo”.	63
5.2	Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a “caldo”.	64
5.3	Frequenza di risonanza, nelle ipotesi di L media.	65
5.4	Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: $1 A_{RMS}$	67
5.5	Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a “freddo”.	68
5.6	Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a “caldo”.	68
5.7	Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: $1 A_{RMS}$	70
5.8	First Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.	74
5.9	Second Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.	75
5.10	Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “freddo”.	76
5.11	Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “caldo”.	76
5.12	Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: $1 A_{RMS}$	78
5.13	Frequenza di risonanza, nelle ipotesi di L media.	79
5.14	Efficienza carico-induttore inferiore con differenti geometrie di concentratore, configurazione a “caldo” e $d_{mf}=54$ mm.	81
5.15	Rapporto della Potenza trasferita alle flange rispetto a quella dell’intero sistema.	83
5.16	Efficienza del trasferimento di potenza.	88
5.17	Potenza termica depositata nel Silicio e nelle grafiti. Ipotesi: $1 A_{RMS}$.	88

Elenco delle tabelle

5.18	Rapporto della Potenza termica depositata nel Silicio e nelle grafiti.	89
5.19	First Index e Second Index.	89
5.20	Efficienza del trasferimento di potenza.	90
5.21	Configurazione TMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).	93
5.22	First Index e Second Index.	94
5.23	Configurazione TMF in pairs: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).	97
5.24	First Index e Second Index.	97
5.25	Configurazione Half TMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).	101
5.26	First Index e Second Index.	102
5.27	Configurazione Mirror in pairs: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).	105
5.28	First Index e Second Index.	105
5.29	Configurazione Similar CMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).	108
5.30	First Index e Second Index.	109
5.31	Flusso termico al variare dello spessore di isolamento.	112
5.32	P_{Th} superiore al variare dello spessore di isolamento.	114
5.33	P_{Th} superiore al variare dello spessore di isolamento.	114
5.34	P_{Th} laterale al variare dello spessore di isolamento.	116
5.35	P_{Th} laterale al variare dello spessore di isolamento con distanza di rispetto ridotta.	116
5.36	Coefficienti k	123
5.37	Valori caratteristici della potenze immessa nel sistema dai tre elementi riscaldanti, nelle simulazioni fluidodinamiche.	123

Elenco delle figure

1.1	Analisi flussi energetici mondiali.	6
1.2	Mercato europeo in termini di MW installati, dati storici e trend. . .	7
1.3	Mercato mondiale in termini di GW installati, dati storici e trend. . .	8
1.4	Forno per la solidificazione direzionale di Silicio multicristallino. . . .	9
1.5	Tipologie di campi magnetici applicati.	14
1.6	AMF, TMF e RMF sketches.	14
1.7	Induttore inferiore a “ <i>quadrifoglio</i> ” nel prototipo G5- <i>i</i> -DSS.	15
1.8	Connessioni possibili dell’induttore inferiore a “ <i>quadrifoglio</i> ”.	15
2.1	Due differenti aree in posizione arbitraria.	25
2.2	Radiosity sketch.	25
2.3	Rappresentazione del principio della LKF (a), sezione vista dall’alto (b).	29
3.1	Vista “illustrativa” <i>i</i> -DSS.	32
3.2	Curva sperimentale di vuoto.	33
3.3	Pompa doppio stadio Edwards (GV80 ed EH500).	33
3.4	Schema sistema di raffreddamento, parte 1. Legenda far riferimento a documentazione Saet.	35
3.5	Schema sistema di raffreddamento, parte 2. Legenda far riferimento a documentazione Saet.	36
3.6	Valori di targa convertitori SAET.	38
3.7	Operatori al lavoro con una versione test del HMI.	39
3.8	Carico di Silicio in chunks, produttore: Targray.	41
3.9	Sketch della Hot Zone del Lab-scale <i>i</i> -DSS.	43
3.10	Zona sottostante al DS-Block.	44
3.11	Sistema di isolamento modulare inferiore.	45
3.12	Schema delle fasi di processo.	47

3.13	Andamento della temperatura, potenza fornita dai convertitori e pressione.	48
4.1	Fotografie degli Induttori: (a) Superiore, Laterale ed (b) Inferiore. . .	52
4.2	Geometria dell'induttore Superiore: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.	53
4.3	Geometria dell'induttore Laterale: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.	54
4.4	Geometria dell'induttore Inferiore: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.	56
4.5	Distanze tra induttori e suscettori: (a) progetto CAD, (b) modello numerico.	57
4.6	Geometria grafite isostatica.	58
4.7	Dimensioni isolanti: (a) sezione laterale, (b) vista dal basso della parte inferiore.	60
4.8	Conducibilità termica dell'isolante rigido in fibra di grafite: (a) data-sheet fornitore GrafTech, (b) curva implementata al calcolatore, (c) aspetto del componente isolante in grafite.	62
5.1	Plot: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a "freddo".	64
5.2	Plot: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a "caldo". . .	64
5.3	Elemento del banco condensatori induttore superiore.	65
5.4	Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore superiore, $d_{Sup}=68$ mm e configurazione a "freddo".	66
5.5	Plot: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a "freddo". . .	69
5.6	Plot: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a "caldo". . .	69
5.7	Delta efficienza carico-induttore laterale, configurazione a "freddo"- "caldo".	69
5.8	Elemento del banco condensatori induttore laterale.	70
5.9	Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore laterale, $d_{Lat}=90$ mm e configurazione a "freddo".	71
5.10	Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore laterale, $d_{Sup}=90$ mm e configurazione a "caldo".	72

Elenco delle figure

5.11	Distribuzione della componente costante della forza di Lorentz: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore laterale, $d_{sup}=90$ mm e configurazione a “caldo”.	73
5.12	Plot First Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.	74
5.13	Plot Second Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.	75
5.15	Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore inferiore, $d_{Inf}=54$ mm e configurazione a “freddo”.	77
5.16	Plot Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “freddo”.	78
5.17	Plot Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “caldo”.	78
5.18	Geometrie con concentratore di flusso delle configurazioni: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”.	81
5.19	Plot: Efficienza carico-induttore inferiore con differenti geometrie di concentratore, configurazione a “caldo”.	81
5.20	Distribuzione della densità di Potenza: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”, (d) senza concentratore. Ipotesi: corrente circolante induttore inferiore, $1 A_{RMS}$, configurazione “a caldo”, frequenza di lavoro pari a 4 kHz.	82
5.21	Distribuzione della densità di Potenza: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”, (d) senza concentratore. Ipotesi: corrente circolante induttore inferiore, $1 A_{RMS}$, configurazione “a caldo”, frequenza di lavoro pari a 4 kHz.	82
5.22	Plot: Rapporto tra la potenza depositata nelle flange e quella totale.	84
5.23	Distribuzione della densità di Potenza. Ipotesi: Differenza di Potenziale tra i terminali dell’induttore inferiore = $1 V_{RMS}$, frequenza di lavoro = 8 kHz, altezza flange = 190 mm.	84
5.24	Realizzazione delle flange e dei supporti in acciaio nella calotta inferiore della camera.	85
5.25	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Superimpose.	87
5.26	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$.	88
5.27	First Index e Second Index.	89
5.28	Modello 2d.	90
5.29	Efficienza del trasferimento di potenza termica a bassa frequenza <i>vs</i> spessore bandella, s_{Cu} .	91
5.30	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - TMF.	92

Elenco delle figure

5.31	First Index e Second Index.	94
5.32	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$	95
5.33	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - TMF in pairs.	96
5.34	First Index e Second Index.	98
5.35	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$	99
5.36	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Half TMF.	100
5.37	First Index e Second Index.	102
5.38	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$	103
5.39	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Mirror in pairs.	104
5.40	First Index e Second Index.	106
5.41	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$	107
5.42	Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Similar CMF.	108
5.43	First Index e Second Index.	109
5.44	Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$	110
5.45	Modello 2D, mappa termica della parete isolante in grafite.	113
5.46	Plot ΔP_{Th} superiore vs s	115
5.47	Plot ΔP_{Th} laterale vs s	117
5.48	Modello Comsol 1/8 del sistema.	121
5.49	Soluzione monolitica delle pareti laterali in grafite isostatica.	121
5.50	Flusso di Lavoro.	122
5.51	Power Density distribution.	124
5.52	Temperature Map.	124
5.53	Isovalue of Temperature	124
5.54	Velocity of Silicon Flow	125
5.55	Flusso di Lavoro.	126
5.56	Vector distribution of constant component of Lorentz Force.	127
5.57	Temperature map.	128
5.58	Isovalue of Temperature on Silicon.	128
5.59	Velocity of Silicon Flow.	129
5.60	Flusso di Lavoro.	130
5.61	Vector distribution of constant component of Lorentz Force.	131
5.62	Temperature map.	131
5.63	Isovalue of Temperature on Silicon.	132

Elenco delle figure

5.64	Velocity of Silicon Flow.	132
5.65	Flusso di Lavoro.	133
5.66	Vector distribution of constant component of Lorentz Force.	134
5.67	Temperature map.	134
5.68	Isovalue of Temperature on Silicon.	135
5.69	Velocity of Silicon Flow.	135

Elenco delle figure

Sommario

Le linee guida seguite nella stesura di questa tesi rispondono a due esigenze differenti e ben identificabili.

Una parte è rivolta ad un lettore interessato alla comprensione delle nuove possibilità nell'ambito della fusione e solidificazione del silicio introdotte con l'utilizzo di una nuova tipologia di forno fusorio chiamato *induction* - Directional Solidification System (*i*-DSS). In questa prima parte si argomenta lo sviluppo di nuove soluzioni di casting del silicio e di un nuovo possibile metodo di riciclo del Silicio per applicazioni nel settore fotovoltaico. Si è posta particolare attenzione al miglioramento dell'efficienza totale del sistema *i*-DSS ed analizzato alcune possibili configurazioni di stirring elettromagnetico integrabili nella costruzione attuale.

L'altra parte cerca di dare una risposta più esauriente all'esigenza di comprendere il funzionamento del forno fusorio prototipale *i*-DSS installato al LEP-Laboratorio di Elettrotermia di Padova in modo da limitare le difficoltà a chi completerà il percorso iniziato, difficoltà che io stesso ho dovuto affrontare all'inizio del mio percorso formativo.

Sommario

Abstract

The guidelines followed in the writing of this thesis are two different and clearly identifiable.

One part aims to interest the readers in understanding the new possibilities in the field of fusion and solidification of Silicon introduced with the new type of melting furnace called *induction* - Directional Solidification System (*i*-DSS). In this first part the developments of new solution casting of the silicon are argued, with a possible new method to recycle the silicon for applications in the photovoltaic industry. The attention is focused on the improvement of the total efficiency of the *i*-DSS system and on the analyzation of the numerous possible configurations to integrate the electromagnetic stirring in the present building.

The other part of the elaborate, in which it tries to give the more comprehensive answers, reports the functioning of *i*-DSS prototype furnace installed at LEP-Laboratory of Electroheat of Padua. The goal is to limit the difficulties that the followers maybe will encounter, difficulties that I met at the beginning of my training route.

Abstract

Capitolo 1

Introduzione

Questo capitolo introduce un'analisi del mercato energetico mondiale, concentrando l'attenzione nel posizionamento della conversione energetica del fotovoltaico (PV). Il protagonista principale attuale, nella conversione solare, è sicuramente la tecnologia a base di Silicio in tutte le sue forme: monocristallina, multicristallina ed amorfa. Si presenta, quindi, lo stato dell'arte nella produzione di lingotti di Silicio multicristallino in cui il forno *i*-DSS, oggetto di profonda analisi nei capitoli seguenti, si propone come innovazione tecnologica.

1.1 Mercato energetico mondiale e posizionamento della conversione energetica da PV

L'energia, in fisica, è la grandezza che misura la capacità di un corpo o di un sistema fisico di compiere lavoro, a prescindere dal fatto che tale lavoro sia o possa essere effettivamente svolto. La definizione, appositamente generica, introduce l'idea di quanto l'energia e la sua disponibilità incidano fortemente non solamente in natura ma anche nelle attività umane.

L'energia esiste in varie forme:

- Energia meccanica, la quale include:
 - Energia Potenziale, immagazzinata da un sistema;
 - Energia Cinetica, movimento della materia;
- L'energia radiante e solare, che viene dalla luce e dal calore del sole;
- Energia Termica, che associa il calore alla materia;
- Energia Chimica, immagazzinata nei legami della materia;

Introduzione

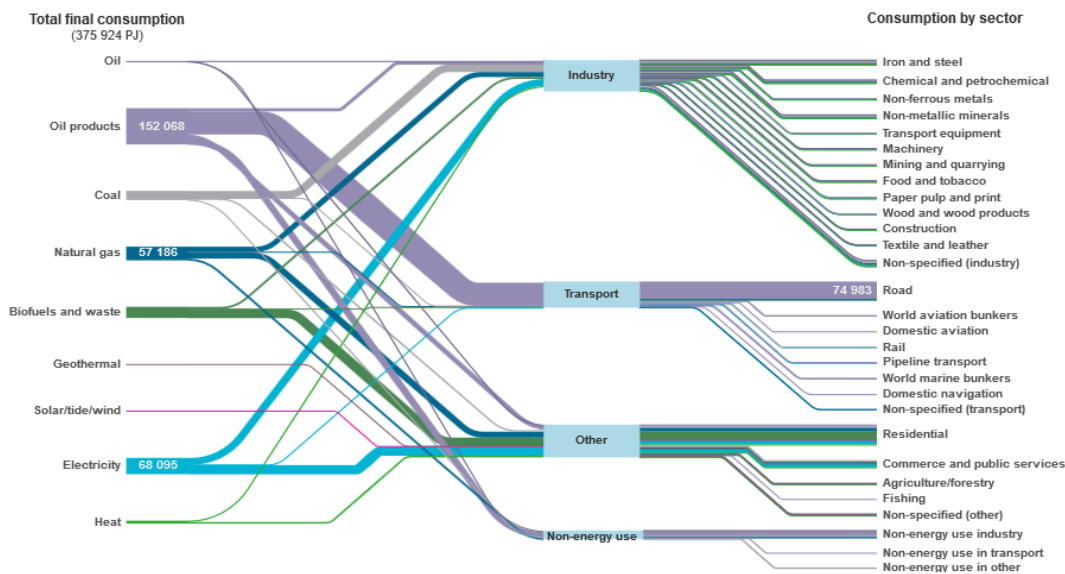


Figura 1.1: Analisi flussi energetici, Fonte: [1].

- Energia Elettrica, associata al movimento degli elettroni;
- Energia Elettromagnetica, associata a onde luminose (incluse le onde radio, microonde, raggi X, onde infrarossi);
- Energia di massa (o nucleare), che si trova nella struttura nucleare degli atomi.

Nel corso del 2012 il consumo energetico mondiale, collegato alle attività umane, ha registrato il valore record di $1.04 \cdot 10^5$ TWh, di queste circa il 18.1% è la quota di energia elettrica [1].

La richiesta energetica mondiale, escludendo l'anno 2009, registra un costante incremento. La quota principale di energia utilizzata attuale deriva da fonti energetiche esauribili.

Il problema dell'approvvigionamento energetico, assieme all'efficienza energetica, sono perciò i temi di maggior rilevanza con cui l'umanità dovrà confrontarsi in un futuro ormai non troppo lontano.

Le caratteristiche richieste a una fonte energetica sono:

- sostenibile, che possa essere conveniente in modo da sostenere lo sviluppo economico;
- sicura, non solamente nella fase di produzione ma anche nella distribuzione e all'utenza finale;
- ecosostenibile o Environmental friendly, corrispondente ad un impatto sull'ambiente, se non nullo, il più contenuto possibile;

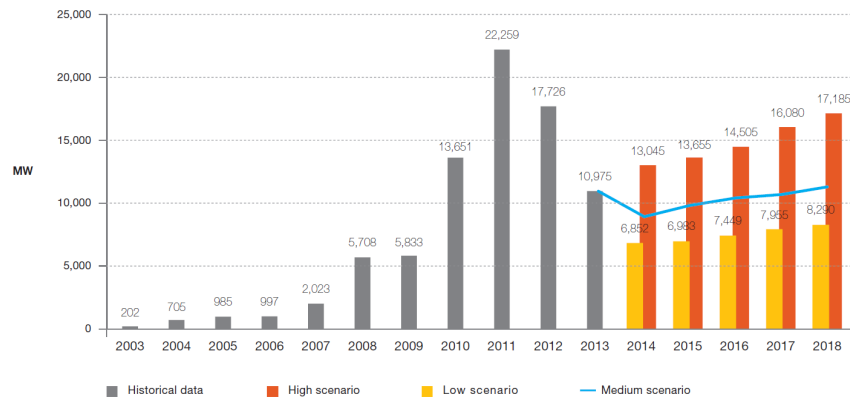


Figura 1.2: Mercato europeo in termini di MW installati, dati storici e trend, Fonte:[3].

- inesauribile, illimitata nel tempo e in quantità sufficiente.

In questo scenario, assai complesso, l'individuazione di un'unica fonte energetica che abbracci le esigenze richieste è assai difficile.

Possiamo sicuramente dire che la conversione fotovoltaica sembra essere la più promettente sotto molti punti di vista: sicura, in quanto si tratta di una conversione statica, la cui distribuzione è quasi sempre assai corta; inesauribile, se pensiamo alla vita della nostra stella - il Sole; economica, in quanto la grid parity è già stata raggiunta in alcuni Stati e si stima il loro numero possa crescere in modo sensibile nel corso del prossimo decennio. Inoltre, la quantità di energia usata nella catena produttiva di un modulo solare fino al suo avviamento è recuperabile in un periodo di tempo sempre più ridotto, infatti l'Energy PayBack Time (EPBT) è odiernamente stimato in circa un anno e mezzo, [2].

Il limite maggiore resta senza alcun dubbio la sua periodicità giornaliera (alternanza del dì e la notte) e la sua variazione legata al clima meteorologico.

In Europa, nel corso degli ultimi decenni la diffusione della conversione solare è stata favorita con sostegni economici decisi dall'attività politica dei governi.

Nel corso degli anni 2012 e 2013, i Paesi europei che più avevano sostenuto il mercato del PV hanno registrato una contrazione dei MWp installati in corrispondenza ad una riduzione dei sostegni economici per l'installazione di nuove impianti solari. Il trend futuro prevede un calo ulteriore nel 2014 mentre, per gli anni a seguire, è prevista una leggera ripresa del mercato seppur ben distante dai valori record dell'anno 2011, **Fig: 1.2**.

Contrariamente al trend sopra descritto alcuni paesi extraeuropei, in cui il settore fotovoltaico rappresentava solo una quota marginale nella produzione energetica nazionale, sono riusciti a registrare un incremento dei GWp installati annui. Alcuni dei più attivi in questo settore sono sicuramente la Cina, il Giappone e gli Stati Uniti.

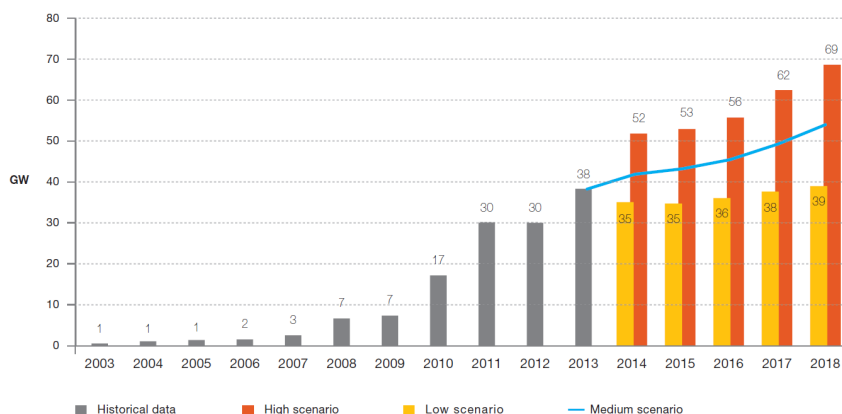


Figura 1.3: Mercato mondiale in termini di GW installati, dati storici e trend. Fonte:[3].

La crescita in questi paesi è stata così forte da coprire il crollo del mercato europeo, lo scenario mondiale presenta addirittura un incremento nel 2013. Se il futuro del PV europeo sarà quello di una leggera risalita, dal punto di vista globale il mercato fotovoltaico godrà di buona salute con una crescita futura stimata costante.

La Cina si è affermata nel mercato PV nel 2013, raggiungendo la leadership con 11.8 GWp di nuovi impianti installati nel territorio nazionale. Ancor prima si era imposta come maggior produttore di celle solari, in special modo di celle solari al Silicio. Di naturale conseguenza, le celle al Silicio coprono attualmente una fetta predominante del mercato mondiale (90% del mercato nel 2013, [4]) anche se nuove tecnologie di conversione solare stanno iniziando a erodere quote di mercato.

Il forno prototipale *i*-DSS si propone nel campo della trasformazione del Silicio, mercato sempre più competitivo e aggressivo in termine di contenimento dei costi e trainato dal mercato del PV-Silicon il quale conserva una posizione di leadership e, in termini assoluti, ancora in crescita.

1.2 Stato dell'arte della solidificazione direzionale di Silicio multicristallino

La produzione di lingotti di Silicio multicristallino avviene in forni progettati per favorire un'adeguata crescita cristallina durante il processo di solidificazione: una tipica costruzione di tale forno è riportata in **Fig: 1.4**.

Il metodo conosciuto come *Directional Solidification* (DS) raggruppa in sé più strategie al fine di ottenere un flusso termico direzionato. Alcune di esse sono: la *Bridgman Technique*, *Heat Exchanger Method* (HEM) ed il *Vertical Gradient Freeze* (VGF). La differenza principale consiste nel metodo utilizzato per creare il flusso

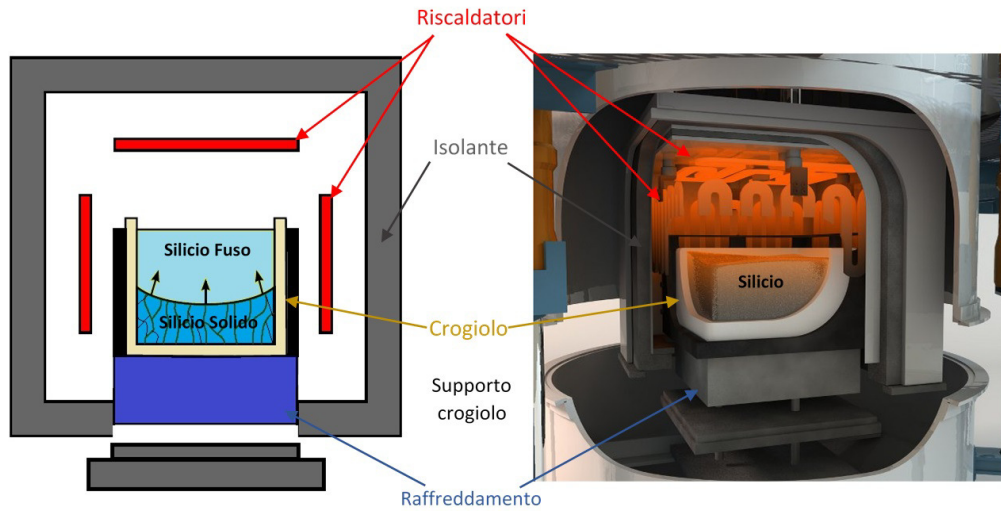


Figura 1.4: Forno per la solidificazione direzionale di Silicio multicristallino.

termico direzionato che darà origine alla solidificazione ed alla struttura cristallina. Rispettivamente, il gradiente viene creato: spostando il crogiolo (solitamente verso il basso), raffreddando il crogiolo dal fondo ed infine utilizzando più riscaldatori controllati e posti opportunamente.

In un forno DS, il Silicio feedstock (solitamente in chunks di materiale policristallino di dimensione di pochi centimetri) è caricato in un crogiolo in Quarzo (SiO_2), a base quadrata, rivestito con del Nitrato di Silicio (Si_3N_4). Questo sottile coating ha lo scopo di evitare lo sticking (incollamento) tra Silicio e crogiolo, al fine di ridurre le tensioni termiche nel lingotto e la diffusione di SiO_2 durante la fase di raffreddamento che segue la solidificazione. Ad alte temperature il crogiolo in Quarzo assume un comportamento visco-plastico e non ha la capacità di sostenere la spinta idrostatica del Silicio; per mantenere la forma c'è bisogno di un sostegno meccanico, ruolo svolto da una struttura genericamente costituita in grafite isostatica. Ad eccezione di particolari crogioli in fase di studio [Vesuvius R&D], solitamente il crogiolo è un componente monouso e raggiunge la rottura meccanica.

Una classificazione dei forni DS per Silicio in utilizzo è quella della Generazione (Gen. o G), ovvero secondo la dimensione del lato della base interna del crogiolo in Quarzo. Il lato è un multiplo intero delle dimensioni standard della cella fotovoltaica (attualmente $156 \times 156 \text{ mm}^2$), addizionato di circa 25-30 mm per considerare il taglio del materiale di scarto compromesso dalla diffusione di SiO_2 dal crogiolo stesso. Un forno G5, il più diffuso in ambiente industriale, produce un lingotto di dimensioni $84 \times 84 \times 26 \text{ cm}^3$, da cui si possono ottenere $5^2 = 25$ bricks pronti per essere ulteriormente tagliati in wafer.

Introduzione

Per aumentare le performace di processo e l'economicità, i produttori di forni per la crescita cristallina del Silicio hanno puntato notevolmente sull'aumento delle dimensioni del lingotto. L'aumento dimensionale riguarda la base del lingotto, non potendo aumentare in modo semplice l'altezza per fenomeni legati alla segregazione delle impurezze. Dimensioni maggiori garantiscono una maggiore economicità del processo per la combinazione di due fattori: l'aumento di produttività annua per singolo forno ed il risparmio energetico dovuto alla riduzione delle perdite termiche per unità di materiale processato.

Lo stato dell'arte dei maggiori produttori di fornaci (JYT, ALD, GT-Advance, ECM) presentano una configurazione G6 lanciata nel mercato ormai da un paio d'anni, capace di processare lingotti di dimensione $100 \times 100 \times 34 \text{ cm}^3$ per un peso di 650 kg. Per competere con questa nuova tipologia di forni molto performanti in combinazione con un'eventuale rigenerazione di un forno G5 standard, una nuova tipologia di G5 con altezza di lingotto maggiorata è stata proposta, in questa tipologia la dimensione verticale può raggiungere i 48 cm. Questa configurazione integra lo stirring elettromagnetico per ridurre i problemi di segregazione.

Il rapporto dell'ITRPV - International Technology Roadmap for Photovoltaic [4] auspica per il 2020 la produzione di lingotti G8 con una capacità di ben oltre 1250 kg, esponendo un dubbio sulla reale riduzione dei costi finali di questa soluzione. Difatti, la realizzazione di un tale forno presenta delle soluzioni tecniche assai costose tali da vanificare il costo di esercizio minore.

Altri componenti sono i riscaldatori, il metodo di raffreddamento ed infine gli isolanti termici: questi componenti definiscono le condizioni termiche, sia in termini di temperatura assoluta sia dei flussi termici. Tali condizioni determineranno il risultato finale del valore di output macchina; di naturale conseguenza, ogni produttore sottopone ad accurata progettazione riscaldatori, metodo di raffreddamento e isolamento termico. Nel mercato sono presenti diverse tipologie di forno che presentano soluzioni differenti di questi elementi, la soluzione proposta nel forno *i*-DSS prototipale è senz'alcun dubbio una tra le più innovative almeno per quanto riguarda la solidificazione direzionale di Silicio.

La tecnica della solidificazione direzionale di Silicio ha subito numerosi sviluppi, anche se resta molto simile al processo SOPLIN (SOLIDification by PLanar Interface) sviluppato dalla Bayer AG a metà degli anni '70.

Il processo inizia con il riscaldamento fino a completa fusione del Silicio feedstock, con i riscaldatori che sviluppano la potenza scaldante senza l'applicazione di

alcun metodo di raffreddamento. A seguire viene la fase di accrescimento cristallina con uno scambio termico di raffreddamento, controllato del fondo del crogiolo. La crescita inizia da una posizione arbitraria dove si sono raggiunte le condizioni di nucleazione, con il risultato che molti cristalli (*crystallites/grains*) cresceranno in modo competitivo per formare la struttura multicristallina. Tipicamente la velocità di accrescimento è di circa 1 cm/h, il controllo della velocità di solidificazione e del flusso termico all'interfaccia sono di fondamentale importanza per ottenere la struttura appropriata.

Si esaminano due metodi che rappresentano l'odierno stato dell'arte della solidificazione direzionale e che presentano strutture cristalline finali ben differenti. Favorendo fenomeni di nucleazione si può ottenere la struttura *hp-mc* (*high performance-multicrystalline*) o favorire fenomeni di accrescimento da un monocristallo e ottenere una struttura quasi monocristallina nella configurazione **Mono²™** [5, 6, 7, 8]. In ogni caso i riscaldatori devono permettere di mantenere liquida la parte superiore fino alla fine della solidificazione. Difatti, il Silicio liquido è più denso del solido e se una parte liquida rimanesse intrappolata nel solido potrebbe causare la rottura del lingotto o comunque provocare la formazione di cricche. Alla fine della solidificazione, il Silicio viene raffreddato fino alla temperatura ambiente e diviene pronto per essere tagliato.

Per completezza, si riportano brevemente le tecniche di solidificazione da bulk per ottenere Silicio monocristallino. Le tecniche sono *Czocharlski* (CZ) e *Float-Zone* (FZ).

Nel metodo Czocharlski, il Silicio viene fuso in un crogiolo cilindrico di Quarzo e un seme cristallino va a toccare la superficie libera del bagno: da esso inizia la crescita cristallina. Con questa tecnica è possibile ottenere cilindri monocristallini di diametro di 300 mm. Nel metodo Float-Zone il Silicio viene gradualmente trascinato verso il basso dove si trova un induttore il quale ne causa il riscaldamento fino alla fusione; al disotto di esso il Silicio solidifica su una struttura monocristallina. I cristalli, con diametro massimo di circa 200 mm, così ottenuti sono estremamente puri poichè la fusione e solidificazione avviene in assenza di crogiolo. Il costo di processo risulta essere assai alto e ne limita l'applicazione in scala industriale.

1.3 Introduzione alle tecniche di stirring in the crystal growth

Nella presente sezione si presenteranno delle tecniche conosciute riguardanti processi di crescita cristallina da bulk, con lo scopo di incrementare il rimescolamento e l'omogeneizzazione del fuso al fine di migliorare la qualità del prodotto finale.

Le tecniche di agitazione negli ultimi decenni hanno subito uno sviluppo considerevole, in quanto assumono un ruolo fondamentale nell'ottenimento di un prodotto maggiormente omogeneo: si ricordi che tecniche simili sono applicate nei bagni metallici per il rimescolamento, anche in produzioni continue e di grossa taglia come quella rappresentata dall'industria dell'acciaio.

L'agitazione durante la crescita cristallina spesso può essere essenziale per migliorare il trasporto di soluti attraverso il fluido di crescita, al fine di omogeneizzare la concentrazione di soluto nel liquido e conseguentemente anche nel solido. Con queste tecniche si può ridurre lo spessore dello strato limite di diffusione del soluto, ridurre fenomeni come il supercooling costituzionale e quindi l'instabilità morfologica dell'interfaccia di solidificazione e spostare il limite di formazione di precipitati.

Una prima macro-suddivisione delle tecniche di stirring può essere fatta in base alla natura della forzante di agitazione. Si distinguono dunque in tecniche di natura:

- meccanica;
- termica;
- elettrica;
- magnetica.

Tra le forzanti meccaniche possiamo includere sicuramente la *RCC*-Rotazione del Crogiolo e/o Cristallo: questa tecnica di agitazione è completamente integrata nella tecnica di crescita Czochralski, una sua variazione introduce un'accelerazione e/o decelerazione nella rotazione. Altre tecniche sono quelle che creano campi gravitazionali differenti da quello terrestre (se maggiore: tecniche di *multi-g*; se minore: μ -*g*), alle quali si aggiungono tecniche di vibrazione assiale e che utilizzano onde con frequenza dell'ultrasuono.

I moti di rimescolamento nascenti da un campo termico non uniforme sono dovute a forze di galleggiamento (Buoyancy Force) e alle forze di Marangoni. Una variazione del campo termico impone delle forzanti al flusso del fluido determinandone il moto. La base della tecnica *TFR*-Thermal Field Rotation è quella di creare un hot spot nel bagno che influenza il mixing dello stesso. Esistono due possibili configurazioni: una

con hot spot fisso nel tempo e l'altra con variazione della posizione dell'hot spot nel tempo.

Per quanto riguarda le forzanti di tipo elettrico si ottengono applicando al bagno un campo, appunto, elettrico che può essere continuo (DC) oppure alternato (AC).

Una trattazione più approfondita della forzante, nascente dall'applicazione di un campo magnetico, viene presentata nella **Sez. 1.3.1**.

Lo scenario delle possibili metodologie di stirring può essere ampliato notevolmente se si considera la possibilità di applicare più tecniche in sovrapposizione, il ventaglio di possibili scenari diventa assai notevole. In realtà le combinazioni possibili si riducono, soprattutto in ambiente industriale in cui l'economicità dello strumento di crescita e del processo è determinante per la sua stessa fattibilità.

1.3.1 Scenario dei Campi Magnetici applicati alla Crescita Cristallina in processi bulk

Le tecniche di stirring magnetico hanno avuto un notevole sviluppo applicato al settore del crystal growth, in quanto superano alcune difficoltà assai ardue con l'applicazione di altre tecniche.

Si consideri il caso della crescita del Silicio, in cui la temperatura di fusione è di 1412°C per lunghi tempi; l'ambiente di fusione deve essere isolato dall'ambiente esterno per ridurre la contaminazione da ossigeno e altri gas non nobili che reagirebbero con il bagno per dare composti non voluti e dannosi.

Se consideriamo altri cristalli possiamo trovarci di fronte a condizioni ancora più estreme e ingegneristicamente sfidanti. Le condizioni di crescita sia in termini di temperatura, pressione del gas nell'ambiente di crescita, velocità di crescita particolarmente lente, ecc. possono essere davvero proibitive. Un esempio di cristallo sottoposto a crescita bulk, che rappresenta una sfida ancora più ardua del Silicio, è lo Zaffiro (Al_2O_3) usato come substrato di accrescimento per la realizzazione dei *LEDs*. Tale processo è un esempio in cui le temperature possono superare i 2000°C per settimane.

La possibilità di applicare un campo magnetico, con dispositivi che non necessitano di stare a contatto diretto e di essere posti a una certa distanza dalla zona più calda o comunque critica del processo, rappresenta un notevole vantaggio.

La classificazione dei campi magnetici applicati al crystal growth, proposta da P. Rudolph [9], propone due suddivisioni principali: SMF - Steady Magnetic Field ed NSMF - Non-Steady Magnetic Field.

Le tecniche SMF che sfruttano un campo magnetico costante si differenziano sostanzialmente per la geometria di distribuzione del campo magnetico: uno sketch

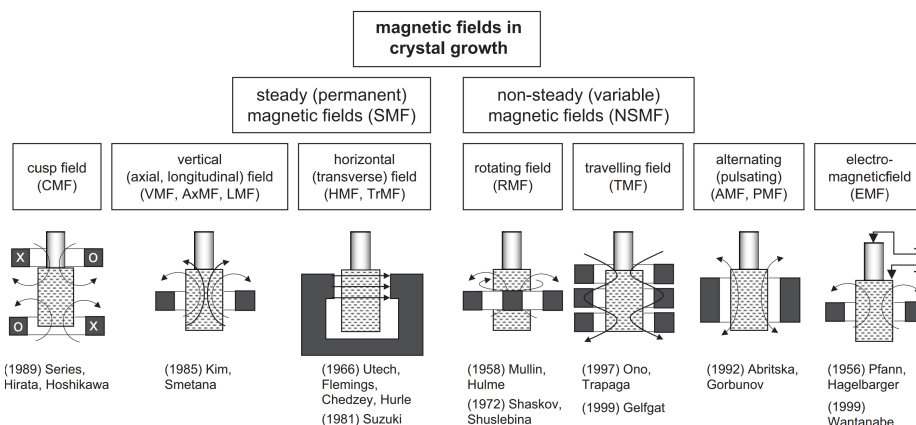


Figura 1.5: Tipologie di campi magnetici applicati.

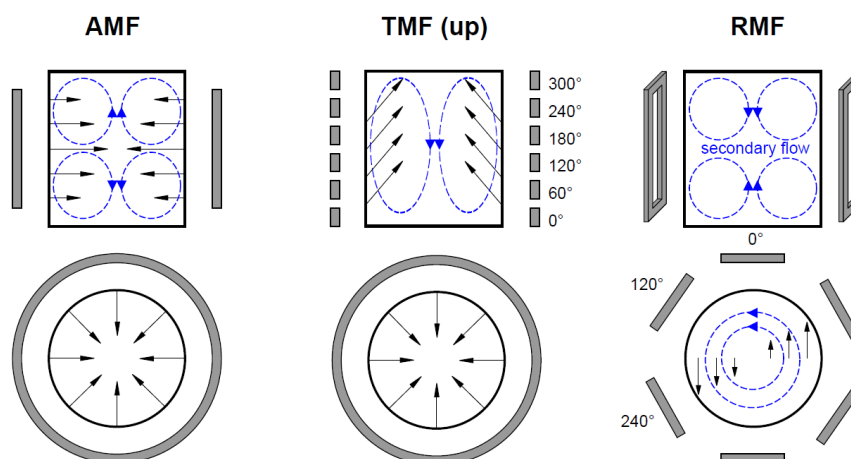


Figura 1.6: Immagine da Phd Thesis K. Dadzis, [10].

delle principali configurazioni è proposto nella **Fig: 1.5**. Per quanto riguarda la fattibilità, nell'imposizione di un campo magnetico costante per la crescita di Silicio multicristallino in un processo bulk industriale, si necessita ancora di notevole sviluppo per problemi di economicità. Il campo magnetico costante per avere un'influenza sulla crescita del Silicio deve essere molto intenso, i dispositivi attuali non permettono di introdurre una tale intensità nel sistema a costi ridotti. L'applicazione di tali campi è stata comunque studiata in ambito di laboratorio. L'apertura di queste tecniche all'ambito industriale potrebbe essere resa possibile con l'introduzione di superconduttori a costi contenuti.

Allo stato attuale, in ambito industriale avanzano sempre più tecniche di mescolamento che utilizzano campi magnetici alternati, nondimeno nel caso della crescita cristallina del Silicio. Si possono dunque distinguere campi magnetici rotanti - RMF, viaggianti - TMF nella variazione UP (vedi **Fig: 1.6**) e DOWN, campi magnetici alternati - AMF e pulsanti - PMF.



Figura 1.7: Induttore inferiore a “quadrifoglio” nel prototipo G5-*i*-DSS.

Considerando il numero di possibili combinazioni, oltre a quanto già detto, è possibile sovrapporre tecniche uguali nel caso di NSF_M con frequenze di lavoro differenti.

Una particolare attenzione si voglia prestare alla configurazione introdotta e solo esaminata per il primo prototipo G5-*i*-DSS da D. Ciscato [11] e poi rivisitata da N. Dropka e P. Rudolph [12] che ne diedero la dicitura di: Carousel Magnetic Field. Nel prototipo G5-*i*-DSS, la configurazione a “quadrifoglio” dell’induttore inferiore (vedi **Fig: 1.7**) permette differenti tipologie di alimentazione, tra le quali la configurazione NN (vedi **Fig: 1.8**) sembra la più promettente almeno per quanto riguarda uno stirring effettuato dall’induttore inferiore.

Decisioni costruttive legate ad una minor dimensione del lab-scale *i*-DSS non hanno permesso di realizzare la configurazione a “quadrifoglio”: altre vie più convenzionali di stirring sono state esaminate e riportate in questo elaborato.

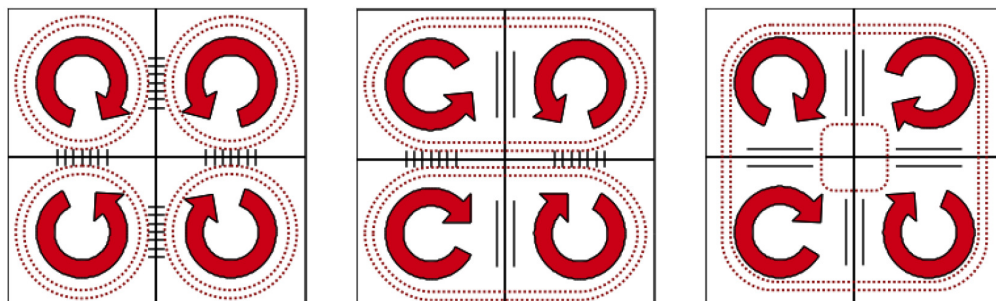


Figura 1.8: Connessioni possibili dell’induttore inferiore a “quadrifoglio” nel prototipo G5-*i*-DSS; in ordine connessione NN, TN, TT. N e T stanno rispettivamente per Campo magnetico Normale e Tangente.

Capitolo 2

Principi teorici

Nel seguente capitolo verranno argomentate le equazioni fisiche e le approssimazioni assunte per i risultati riportati nei capitoli successivi. La complessità dal punto di vista ingegneristico per la realizzazione di un forno di cristallizzazione del Silicio è assai notevole e vasta. Si abbracciano molte discipline, come quelle meccaniche, elettriche, termiche, fluidodinamiche, della scienza dei materiali e non ultime quelle di automazione e informatiche. Alcune saranno argomentate in modo più esteso ed altre meno, non perchè siano di minor importanza ma perchè il tempo, risorsa limitata, da me dedicato è stato minore. Le approssimazioni presentate saranno poi mantenute nei modelli numerici, tuttavia il numero di modelli risolvibili è sempre ridotto e si consiglia dunque di approfondire in modo analitico la scalabilità di alcune fisiche e di comprenderne il significato profondo. Solo dopo aver speso molto tempo, dediziosa applicazione e alcune volte sudore fisico si può essere in grado di essere un buon operatore/conoscitore di un forno *i*-DSS, figura che assume per il suo lungo background di formazione un alto valore professionale.

2.1 Elettromagnetismo

Tutti i fenomeni elettromagnetici possono essere descritti attraverso le equazioni di Maxwell:

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \quad (2.1)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0, \quad (2.2)$$

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{j} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}, \quad (2.3)$$

$$\nabla \cdot \vec{E} = \rho_e \quad (2.4)$$

dove: \vec{E} è l'intensità del campo elettrico [V/m], \vec{B} è il vettore induzione magnetica o densità di flusso magnetico [T], t è il tempo [s], \vec{H} è l'intensità del campo magnetico

Principi teorici

$[A/m]$, \vec{j} è la densità di corrente $[A/m^2]$, \vec{D} è l'induzione elettrica o densità di flusso elettrico $[C/m^2]$, infine ρ_e rappresenta la densità di carica elettrica $[C/m^3]$. Le relazioni costitutive, o equazioni del materiale, connettono \vec{D} e \vec{E} , \vec{H} e \vec{B} e \vec{j} con \vec{E} . Le relazioni nella forma più generica sono:

$$\vec{D} = \varepsilon_0 \vec{E} + \vec{P}, \quad (2.5)$$

$$\vec{B} = \mu_0 (\vec{H} + \vec{M}) \quad (2.6)$$

dove: ε_0 è la permittività elettrica, \vec{P} è il vettore di polarizzazione, μ_0 è la permeabilità magnetica, infine \vec{M} è il vettore di magnetizzazione. Nelle ipotesi di $u \ll c$ possono valere le approssimazioni di non-relativismo, inoltre ipotizzando un comportamento isotropo lineare del materiale le leggi costitutive e la legge di Ohm diventa:

$$\begin{aligned} \vec{D} &= \varepsilon_0 \vec{E} \text{ nel vuoto; } \vec{D} = \varepsilon \vec{E} \text{ in un dielettrico isotropo lineare; } \vec{B} = \mu_0 \vec{H} \text{ nel vuoto;} \\ \vec{B} &= \mu \vec{H} \text{ in un mezzo con permeabilità magnetica isotropo lineare;} \end{aligned}$$

$$\vec{j} = \sigma (\vec{E} + \vec{u} \times \vec{B}) \quad (2.7)$$

dove: σ e \vec{u} sono rispettivamente la conducibilità elettrica del mezzo e la sua velocità. Ogni infinitesimo di un materiale conduttivo sottoposto ad un campo magnetico variabile può sperimentare il riscaldamento ad induzione attraverso la legge di Ohm, ma anche la cosiddetta forza di Lorentz con la densità di forza $[N/m^3]$ data da:

$$\vec{F}_L = \vec{j} \times \vec{B} \quad (2.8)$$

2.1.1 Time harmonic approximation

Nella pratica ingegneristica, i campi elettrici e magnetici sono spesso generati da sorgenti armoniche descrivibili attraverso due grandezze: ampiezza e frequenza. In seguito si utilizzerà la notazione fasoriale e quella con i numeri complessi. Ricordiamo che il vettore induzione magnetica in un generico punto in notazione fasoriale può essere descritto nel tempo come una grandezza complessa dotata dunque di ampiezza complessa ed esponente complesso, come riportato in seguito:

$$\vec{B}(t) \rightarrow \vec{B}_{AMPE} e^{i\omega t}, \vec{B}_{AMP} = \vec{B}_{Re} + \vec{B}_{Im} \quad (2.9)$$

Il campo induzione magnetica sarà descritto come la parte reale dell'ampiezza complessa come segue:

$$\begin{aligned} \vec{B}(t) &= Re[\vec{B}_{AMPE} e^{i\omega t}] = Re[(\vec{B}_{Re} + \vec{B}_{Im}) \cdot (\cos \omega t + i \sin \omega t)] \\ &= \vec{B}_{Re} \cos \omega t + \vec{B}_{Im} \sin \omega t = \vec{B}_{amp} (\cos \omega t + \phi) \end{aligned} \quad (2.10)$$

Abbiamo dunque ritrovato le grandezze fondamentali della parte reale di vettore complesso (\vec{B}) in regime sinusoidale: ampiezza \vec{B}_{amp} , frequenza ($f = \omega/(2\pi)$) e fase ϕ . È sempre possibile eseguire la conversione tra queste variabili e le grandezze complesse, attraverso le formule trigonometriche in uno spazio tridimensionale.

$$\begin{aligned} \vec{B}_{Re} &= \vec{B}_{amp} \cos \phi, \quad \vec{B}_{Im} = \vec{B}_{amp} \sin \phi, \\ \vec{B}_{AMP,k} &= \sqrt{\vec{B}_{Re,k}^2 + \vec{B}_{Im,k}^2}, \quad \phi = \arctan \frac{\vec{B}_{Im}}{\vec{B}_{Re}}, \quad k = x, y, z. \end{aligned} \quad (2.11)$$

Lo sfasamento è definito all'interno di un intervallo di $[-\pi, \pi]$.

Un mezzo attraversato da una corrente elettrica in regime sinusoidale sarà sottoposto a una densità di potenza volumetrica, Q_V , pari a:

$$\begin{aligned} Q_V(t) &= \frac{(\vec{j}(t))^2}{\sigma} = \frac{\vec{j} \cdot \vec{j}}{\sigma} = \frac{Re[\vec{j}_{AMP} e^{i\omega t}] \cdot Re[\vec{j}_{AMP} e^{i\omega t}]}{\sigma} = \\ &= \frac{[\vec{j}_{Re} \cos \omega t - \vec{j}_{Im} \sin \omega t] \cdot [\vec{j}_{Re} \cos \omega t - \vec{j}_{Im} \sin \omega t]}{\sigma} \\ &= \frac{\vec{j}_{Re}^2 \cos^2 \omega t - \vec{j}_{Im}^2 \sin^2 \omega t - 2\vec{j}_{Re}\vec{j}_{Im} \cos \omega t \sin \omega t}{\sigma} \end{aligned} \quad (2.12)$$

Le funzioni $\cos^2 \omega t$ e $\sin^2 \omega t$ sono sempre maggiori di zero, ricordando dalla trigonometria l'equivalenza tra $\cos \omega t \sin \omega t = 0.5 \sin 2\omega t$. La media integrale della potenza volumetrica, Q_{Vav} , in un tempo pari ad un periodo, $t_p = 2\pi/\omega$, è data da:

$$Q_{Vav} = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} Q_V(t) dt = \frac{|\vec{j}_{Re}|^2 + |\vec{j}_{Im}|^2}{2\sigma} = \frac{|\vec{j}_{AMP}|^2}{2\sigma} \quad (2.13)$$

In modo simile calcoleremo la Forza di Lorentz in volume infinitesimo, $\vec{F}_L(t)$:

$$\begin{aligned} \vec{F}_L(t) &= \vec{j} \times \vec{B} = Re[\vec{j}_{AMP} e^{i\omega t}] \times Re[\vec{B}_{AMP} e^{i\omega t}] = \\ &= [\vec{j}_{Re} \cos \omega t - \vec{j}_{Im} \sin \omega t] \times [\vec{B}_{Re} \cos \omega t - \vec{B}_{Im} \sin \omega t] \\ &= \vec{j}_{Re} \times \vec{B}_{Re} \cos^2 \omega t - \vec{j}_{Im} \times \vec{B}_{Im} \sin^2 \omega t - \\ &\quad - \vec{j}_{Re} \times \vec{B}_{Im} \cos \omega t \sin \omega t - \vec{j}_{Im} \times \vec{B}_{Re} \cos \omega t \sin \omega t \end{aligned} \quad (2.14)$$

Applicando nuovamente l'equivalenza trigonometrica tra $\cos \omega t \sin \omega t = 0.5 \sin 2\omega t$ e che le funzioni $\cos^2 \omega t$ e $\sin^2 \omega t$ sono sempre maggiori di zero, possiamo riconoscere due contributi distinti della forza di Lorentz. Il primo ha un contributo medio in un periodo di tempo non nullo (\vec{F}_{Lav}), il secondo ha un contributo medio nullo ma che ha una frequenza doppia: $-0.5(\vec{j}_{Re} \times \vec{B}_{Im} + \vec{j}_{Im} \times \vec{B}_{Re}) \sin 2\omega t$. È possibile calcolare la media integrale della densità di forza nel periodo di tempo:

$$\vec{F}_{Lav} = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} \vec{F}_L(t) dt = \frac{\vec{j}_{Re} \times \vec{B}_{Re} + \vec{j}_{Im} \times \vec{B}_{Im}}{2} \quad (2.15)$$

2.2 Fluidodinamica

Le leggi fondamentali della fluidodinamica sono casi particolari delle equazioni di bilancio (anche dette leggi di conservazione) e, in particolare, l'equazione di continuità (o conservazione della massa), la legge di conservazione della quantità di moto (anche nota come seconda legge di Newton) e la legge di conservazione dell'energia. Tenendo in considerazione l'applicazione di studio oggetto di questa tesi è possibile applicare alcune semplificazioni rispetto a una trattazione generale. Difatti, il Silicio fuso è un metallo liquido che possiamo considerare incomprimibile; la semplificazione è giustificata dal fatto che, nelle condizioni reali di interesse, la velocità del liquido è di molto inferiore alla velocità del suono nel mezzo, ossia il numero di Mach:

$$Ma = \frac{\vec{u}}{a} \cong \frac{0.1[m/s]}{3900[m/s]} \ll 1 \quad (2.16)$$

L'equazione di conservazione della massa nella sua forma generale è data da:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \rho_m \cdot \vec{u} + \rho_m \nabla \cdot \vec{u} = 0 \quad (2.17)$$

Applichiamo l'ipotesi di liquido incomprimibile che poi manterremo nelle trattazioni successive, la condizione di conservazione della massa diviene l'equazione di continuità:

$$\nabla \cdot \vec{u} = 0 \text{ od anche } \frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0 \quad (2.18)$$

La conservazione della quantità di moto, la quale deriva dall'applicazione della seconda legge di Newton ai fluidi, può essere riscritta nella descrizione Euliana usando la notazione tensoriale come:

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial u_j u_i}{\partial x_j} = -\frac{p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij} u_i}{\partial x_j} + F_i \quad (2.19)$$

Abbiamo introdotto le grandezze fisiche: p è la pressione, F_i sono le forze di volume infine, il tensore τ_{ij} il quale rappresenta la componente lungo la direzione j dello sforzo sulla superficie con la normale in direzione i . In un fluido newtoniano, in cui rientra il Silicio fuso, la viscosità non varia con la velocità di deformazione esiste dunque una proporzionalità tra stress e deformazione:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.20)$$

dove la viscosità dinamica μ [Pa/s] è stata introdotta.

Applicare la conservazione del momento angolare significa porre simmetrico il Tensore delle tensioni, ossia $\tau_{ij} = \tau_{ji}$.

È possibile ora scrivere l'equazione di Navier Stokes in forma differenziale:

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} + \vec{u} \left(\frac{D\rho}{Dt} + \rho \nabla \cdot \vec{u} \right) = -\nabla p + \eta \Delta \vec{u} + \vec{F} \quad (2.21)$$

Applicando la conservazione di massa, cioè $\vec{u} \left(\frac{D\rho}{Dt} + \rho \nabla \cdot \vec{u} \right) = 0$, otteniamo:

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = -\nabla p + \eta \Delta \vec{u} + \vec{F} \quad (2.22)$$

Ricordiamo per il lettore che, nel seguito dell'elaborato, la componente \vec{F} sarà data dalla componente della forza di Lorentz e le forze di galleggiamento, od anche *bouyancy forces* \vec{F}_{buoy} .

Per ultimo il principio di conservazione dell'energia, il quale corrisponde al primo principio della termodinamica. Esso può essere espresso come la variazione nell'unità di tempo dell'energia totale del fluido contenuto nel volume di controllo. Quest'ultima, sommata al flusso netto di energia totale attraverso le facce del volume di controllo eguaglia la somma della potenza delle forze agenti sull'elemento di fluido e del flusso netto di energia termica trasmessa all'elemento di fluido per conduzione. Ricordando che l'energia è uno scalare, definiamo l'energia interna e (per noi riguarderà la sola componente termica) e l'energia meccanica composta dalla sola quota cinetica E_{kin} come:

$$e = cT ; E_{kin} = \frac{\vec{u}^2}{2} \quad (2.23)$$

dove: c è la capacità termica [J/K] definito come il prodotto tra calore specifico, c_s [J/(m³K)] e volume del corpo infinitesimo dV [m³]. Possiamo scrivere l'equazione di bilancio energetico come:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c \nabla \cdot (T\vec{u}) = \nabla \cdot (\lambda \Delta T) + \Phi \quad (2.24)$$

Distinguiamo il primo termine che rappresenta la variazione nel tempo dell'energia interna al volume di controllo, con il secondo termine che è l'energia uscente legata al trasporto di massa la quale attraversa la superficie di contorno del volume di controllo. Il terzo termine rappresenta l'energia termica uscente per il solo fenomeno di conduzione termica (nella formulazione di Fourier abbiamo escluso il termine dovuto all'irraggiamento) ed infine il quarto termine Φ , di generazione interna di calore.

Per il proseguo del lavoro il termine Φ è costituito da due componenti, il primo dovuto al riscaldamento ad induzione ed il secondo legato a fenomeni di dissipazione viscosa. Analizziamo quest'ultima componente, esprimibile come:

$$\begin{aligned} \Phi_{visc} = \eta \left[2 \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial u_z}{\partial z} \right)^2 + \right. \\ \left. + \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (2.25)$$

La componente di dissipazione viscosa esprime la sua incidenza nelle zone di forte discontinuità di velocità e, genericamente per la nostra applicazione, questo avviene

al confine con componenti solidi dove la velocità del flusso si riduce rapidamente fino al valore nullo. Consideriamo il bilancio tra calore per conduzione e calore generato dalla dissipazione viscosa in un boundary layer di spessore δ_ϕ , otteniamo:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) \sim \eta \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 \Rightarrow \frac{\lambda \Delta T}{\partial \delta_\phi^2} \sim \eta \frac{u^2}{\delta_\phi^2} \Rightarrow \Delta T \sim \eta \frac{u^2}{\lambda} \quad (2.26)$$

Considerando una velocità pari a 0.1 m/s, ed una viscosità ed una conducibilità termica del Silicio fuso pari rispettivamente a 0.7 mPa/s ed 60 J/(Km). La differenza tra considerare l'effetto di dissipazione viscosa e non è di circa 10^{-7} K. 0.6cm

Nel proseguo l'incidenza dell'effetto viscoso sarà ignorata mantenendo comunque una buona approssimazione.

2.2.1 Approccio computazionale

Al fine di risolvere il problema fluidodinamico con metodi computazionali si è fatto utilizzo dell'approccio RANS, *Raynolds Avaraged Navier Stokes*. In tale approccio il moto del fluido viene decomposto in due componenti, la prima mediata nel tempo e l'altra fluttuante nel tempo, ossia: $\vec{u}(t) = \vec{\bar{u}} + \vec{u}'$. La risoluzione del problema fornisce solamente per la componente media, la parte variabile viene sostituita con nuovi termini. Questi termini possono essere interpretati come nuove tensioni (la turbolenta o sollecitazioni Reynolds). Sono necessarie equazioni aggiuntive per questi nuovi termini che portano alla chiusura del sistema di equazioni.

L'approccio RANS soffre dell'incapacità di analizzare le proprietà dipendenti dal tempo del flusso e necessita una grande quantità di ipotesi di modellizzazione, che hanno per lo più una gamma limitata di applicabilità. L'aumento della potenza di calcolo disponibile oggi ha motivato la crescente diffusione del approccio LES, *Large Eddy Simulation*, che almeno in parte evita questi inconvenienti.

Un ulteriore passo in avanti nell'accuratezza della soluzione potrebbe essere fatto considerando l'approccio DNS, *Direct Numerical Simulations*, in questo approccio nessuna semplificazione viene introdotta, la risoluzione diretta di tutte le variabili comporta un peso computazionale assai cospicuo soprattutto considerando che la soluzione deve essere investigata per ogni time step con passo adeguato.

La maggior disponibilità di riferimenti in campo scientifico ed ingegneristico del modello RANS $k-\varepsilon$ ha fatto propendere l'autore di questo lavoro ad adottare questo tipo di approccio, ovviamente non si nega un'ulteriore investigazione più accurata ed ampia ai posteri.

2.3 Forze di galleggiamento e di Marangoni

Un liquido non isoterma, come il bagno di Silicio, cambia la sua densità in funzione della temperatura dando origine alla forze di galleggiamento o *Bouyancy Forces*:

$$\vec{F}_{bouy} = \rho(T) \vec{g} = \rho_0 [1 - \beta(T - T_{ref})] \vec{g} \quad (2.27)$$

dove: ρ_0 è la densità del materiale alla temperatura di riferimento: T_{ref} , β è il coefficiente lineare di espansione termica [1/K] infine \vec{g} è il coefficiente di accelerazione terrestre [9.8 m/s]. Considerando l'espansione termica il liquido non potrebbe essere approssimato ad un liquido incompressibile, sebbene la sua velocità sia di molto inferiore al valore di Mach. In questo caso ci viene d'aiuto l'approssimazione di *Businessq*, ovvero si assume la variazione di densità solamente come termine nelle forze di volume attraverso appunto le forze di bouyancy, ma si assume costante negli altri termini dell'equazione di Navier Stokes.

Se il liquido non isoterma ha una superficie libera, come avviene nella nostra applicazione, la superficie sperimenta la forza tangenziale di Marangoni esprimibile come:

$$\sigma_\tau = Ma \cdot \text{grad}_\tau T \quad (2.28)$$

dove: Ma è il coefficiente di Marangoni. Per il Silicio fuso il coefficiente di Marangoni risulta essere negativo, perciò la forza tangente sarà diretta dalle zone più calde verso quelle fredde.

2.4 Trasporto di calore

Le equazioni che governano il trasporto di calore per fenomeni di conduzione e convezione si ottengono applicando la seconda legge di Fourier:

$$\frac{\partial(\rho c T)}{\partial t} + \nabla(\rho c T \vec{u}) = \nabla(\lambda \text{grad}) + Q_{V_{source}} \quad (2.29)$$

Anche qui possiamo riconoscere il primo termine come la variazione di energia del volume di controllo, il secondo termine rappresenta la variazione di energia dovuta al trasporto di massa attraverso la superficie che delimita il volume di controllo, la terza componente è dovuta all'energia che attraversa la superficie di controllo per conduzione. L'ultimo termine rappresenta la generazione di calore interna al volume di controllo, ad esempio al riscaldamento per induzione. Per risolvere il sistema a equazioni differenziali sono necessarie le condizioni al contorno, indicato con c . Esse possono essere divise in tre categorie principali:

- Condizione di Dirichlet - il valore di energia è fissato lungo il contorno $E|_c$;

Principi teorici

- Condizione di Neumann - il flusso di energia ortogonale al contorno è dato da:
 $f\left(\frac{\partial E}{\partial n}\right)|_c$;
- Condizione di Poincare - il flusso di energia ortogonale al contorno dipende dal valore sul contorno rispetto a un riferimento E_{ref} e da un coefficiente k :
 $f\left(\frac{\partial E}{\partial n}\right)|_c = k(E|_c - E|_{ref})$.

2.4.1 Irraggiamento in mezzi trasparenti

L'irraggiamento è il fenomeno per cui due superfici a temperature differenti scambiano energia attraverso radiazioni elettromagnetiche, quindi esso è possibile anche senza contatto diretto.

Una superficie ad una determinata temperatura T emette un flusso di calore per unità di area data dalla formulazione di Stefan-Boltzmann:

$$q = \sigma_{SB}\varepsilon T^4 \quad (2.30)$$

dove: σ_{SB} è la costante di Stefan-Boltzmann ed equivale ad $5.67 \cdot 10^{-8} [W/(m^2K^4)]$ e la ε descrive le proprietà della superficie rispetto al corpo nero [0-1]. Nell'elaborato è stata assunta la presenza di corpi opachi e trasparenti, escludendo la possibilità di presenza di corpi semi-trasparenti. È possibile assumere tale semplificazione se consideriamo il mezzo in cui viaggia la radiazione elettromagnetica, ossia Argon allo stato gassoso a bassa pressione -circa 600 mbar- per la maggior parte del tempo di processo. In realtà un corpo semitrasparente è presente ed è il tubo di quarzo che funge da condotto per l'argon fino all'hot zone: date le sue ridotte dimensioni e rivestito completamente da elementi isolanti si è escluso dalle simulazioni numeriche eseguite.

L'irraggiamento emesso da una superficie può raggiungere un'altra superficie e potrà essere assorbito o riflesso a seconda delle proprietà della superficie incidente, che a sua volta avrà la possibilità di emettere verso la prima. Il calcolo diviene assai complesso se consideriamo un sistema con più superfici.

Per risolverlo più agevolmente è necessario introdurre una grandezza, ossia il fattore di vista F definito come:

$$F_{12} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{\pi s^2} dA_2 dA_1 \quad (2.31)$$

Come si vede in **Fig: 2.1**, il fattore di vista dipende solamente dalla configurazione geometrica e quindi vale anche la relazione $F_{1 \rightarrow 2} = \frac{A_2}{A_1} F_{2 \rightarrow 1}$. Per il calcolo computazionale dei fattori di vista esistono due metodologie principali: Hemicube method e integration method.

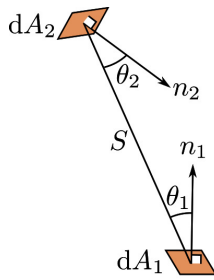
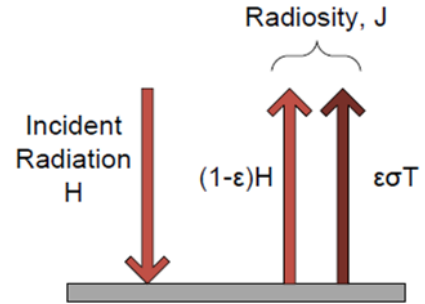


Figura 2.1: A sinistra, due differenti aree in posizione arbitraria.

Figura 2.2: A destra, uno sketch della Radiosity.



Si definisce ora con radiosity J il flusso totale uscente da una superficie e cattura in sè non solo la quota dovuta all'irraggiamento della stessa superficie, ma anche la quota dovuta alla parte riflessa della radiazione emessa dalle altre superfici verso quella considerata, vedi **Fig: 2.2**.

$$J_{e,i} = \varepsilon_i \sigma T_i^4 + (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1}^N F_{ij} J_{e,j}. \quad (2.32)$$

dove: N è il numero delle superfici considerate. Si può dunque calcolare il flusso termico uscente da una superficie come:

$$\dot{Q}_i = \frac{A_i \varepsilon_i}{1 - \varepsilon_i} (\sigma T_i^4 - J_{e,i}) \quad (2.33)$$

Il calcolo può anche essere fatto a mano se il numero di superficie è ridotto, altrimenti conviene affidarsi ad un calcolatore per risolvere in modo iterativo le N equazioni del sistema lineare.

Quando si voglia tenere conto dell'irraggiamento con l'ambiente, una buona approssimazione si ottiene imponendo al contorno del dominio uno scambio per irraggiamento indicando la temperatura dell'ambiente T_A e $\varepsilon = 1$.

$$q = \sigma_{SB} \varepsilon (T^4 - T_A^4) \quad (2.34)$$

2.4.2 Fenomeni termodinamici trascurati

In questa sottosezione si vogliono presentare alcuni elementi legati in modo stretto al processo di solidificazione direzionale, anche se non argomentati in modo completo si vuole stimolare nell'approfondimento di questi argomenti ad un lettore interessato.

2.4.2.1 Solidificazione

Il cambiamento di fase, o di stato, da liquido a solido è sempre accompagnato dal rilascio del calore latente. È utile considerare la curva di entalpia $H_e(T)$ [J/m³], la

Principi teorici

quale mostra un forte gradiente del suo andamento nei pressi della temperatura di fusione (T_M). Definiamo ora l'entalpia specifica $h_e(T)$ [J/kg], come:

$$h_e(T) = \frac{h_e(T)}{\rho(T)} \quad (2.35)$$

od anche:

$$h_e(T) = \int_0^T c(T') dT' + Q_L S(T) \quad (2.36)$$

dove: Q_L rappresenta il calore latente e $S(T)$ rappresenta la funzione a step che descrive l'andamento della curva $h_e(T)$ quanto $T \rightarrow T_M$.

Genericamente, per assicurare la stabilità del calcolo, la funzione a scalino viene sostituita con una funzione continua con andamento più dolce (smooth fuction) che agisce su un intervallo finito e più ampio di quello puntuale corrispondente a T_M . Questo intervallo di temperatura descriverà una zona limitata di volume detta anche mushy-zone. Il salto di entalpia può essere matematicamente formulato come una condizione al contorno. La condizione di Stefan consiste nell'imporre la differenza tra il flusso di calore su entrambi i lati dell'interfaccia, pari al calore latente rilasciato ovvero:

$$\lambda_S \frac{\partial T}{\partial n_S} = \lambda_L \frac{\partial T}{\partial n_L} + Q_L \rho \nu_n \quad (2.37)$$

Dove: S ed L denota le proprietà del solido e liquido rispettivamente, n la normale al punto considerato e ν_n rappresenta la velocità di solidificazione.

Oltre a conferire un adeguata funzione in sostituzione di quella a Step, dal punto di vista computazionale è possibile incrementare la qualità della soluzione utilizzando un' adaptative moving mesh, questa segue lo spostamento dell'interfaccia solido-liquido in una simulazione transient con infittimento nei pressi della zona di trasformazione.

Non è stato possibile studiare la fase di solidificazione al di fuori dell'approssimazione della configurazione assial-simmetrica, escludendo per altro la componente delle forze di Lorentz. Si rimandi il lettore al lavoro di tesi magistrale: [13].

In quest'ultimo elaborato si approfondiscono i temi della Nucleazione, Accrescimento e sottoraffreddamento -*supercooling*- (affrontati nella sezione 7.1). Inoltre si rimandi alla sezione 6.3.6 per i concetti di trasporto diffusivo di impurezze e del fenomeno della segregazione.

Un altro fenomeno importante per comprendere il fenomeno della solidificazione di metalli puri, come avviene nell'applicazione considerata, è il sottoraffreddamento

costituzionale. Questo fenomeno può dare origine ad una struttura cristallina non voluta, ossia la struttura dendritica da non confondere con quella assai più desiderata rappresentata dalla struttura colonnare.

2.5 Ulteriori approssimazioni

Si analizzi la **Eq: 2.7**, in essa possiamo distinguere due casi a seconda della tipologia del campo magnetico \vec{B} : campo stazionario (DC) o di fronte ad un campo alternato (AC).

Di fronte ad un campo magnetico stazionario nessun tipo di semplificazione può essere fatto, se non grazie ad una forza esterna che oscuri completamente l'effetto del campo magnetico preso in esame.

È possibile effettuare una prima stima della forza di Lorentz, in condizioni di campo magnetico stazionario, come:

$$\vec{F}_{LDC} = \vec{j} \times \vec{B} \Rightarrow (\sigma \vec{u} \times \vec{B}) \times \vec{B} \Rightarrow \sigma u_0 B_0^2 \quad (2.38)$$

Di fronte a un campo magnetico alternato (AC), invece, è possibile semplificare la componente mozionale della forza di Lorentz solo se:

$$\begin{aligned} |\sigma \vec{E}| \gg |\sigma \vec{u} \times \vec{B}| \Rightarrow |\vec{j}| \approx |\sigma \vec{E}| \Rightarrow |\vec{j}| \gg |\sigma \vec{u} \times \vec{B}| \Rightarrow \left| \frac{1}{\mu_0} \nabla \times \vec{B} \right| \gg |\sigma \vec{u} \times \vec{B}| \Rightarrow \\ \frac{1}{\mu_0} \frac{B}{L_0} \gg \sigma u_0 B \Rightarrow \sigma u_0 \mu_0 L_0 \equiv Rm \ll 1 \end{aligned} \quad (2.39)$$

dove: sono state introdotte la lunghezza caratteristica L_0 e velocità caratteristica u_0 , inoltre, si individua la grandezza adimensionale Rm nota come il numero magnetico di Reynolds. Considerare una lunghezza caratteristica pari alla grandezza minore tra semi-lato della base del crogiolo e spessore di penetrazione $\delta_{EM,50Hz}$, significa porre $L_0 = 0.2$ m. In queste condizioni, per ottenere un $Rm = 0.1 \ll 1$ la velocità stimata è di 0.4 m/s: nettamente inferiore a quelle trovate ed esposte in questo lavoro. Anche per il campo magnetico alternato è possibile stimare la forza di Lorentz, come:

$$\vec{F}_{L,DC} = \vec{j} \times \vec{B} \Rightarrow \left(\frac{1}{\mu_0} \nabla \times \vec{B} \right) \times \vec{B} \Rightarrow \frac{B_0^2}{\delta_{EM} \mu_0} \quad (2.40)$$

Suddividere la componente della Forza di Lorentz in due contributi, il primo con media integrale nel tempo non nullo e l'altro con una frequenza di oscillazione doppia (come visto in **Eq: 2.15**) non implica direttamente che la parte oscillante non

Principi teorici

abbia influenza sul moto del fluido. Per verificare l'assunzione si consideri il tempo caratteristico di reazione del fluido, il quale deve essere di molto maggiore rispetto al periodo della forza elettromagnetica. Si valuti il tempo di reazione come il rapporto tra velocità caratteristica e la lunghezza caratteristica. Nell'analisi di Kolmogorov il tempo di reazione viene moltiplicato per la radice del numero di Reynolds. Otteniamo dunque il criterio:

$$f_{FL} \gg \frac{\mu_0}{L_0} \dots \frac{\mu_0}{L_0} Re^{1/2} \quad (2.41)$$

Per il Silicio, risulta essere: $f_{FL} \gg 0.2 \dots 90$ Hz.

Considerando che la frequenza più bassa valutata nella risoluzione del problema fluidodinamico è di 50 Hz e che la stima del criterio è stata fatta in modo cautelativo, si può escludere il termine a doppia frequenza mantenendo una buona approssimazione della soluzione.

Si ricordi che, se la semplificazione non fosse possibile, la risoluzione al calcolatore deve essere fatta usando il metodo DNS con conseguente incremento dei tempi computazionali.

2.6 Leenov-Kolin Force (LKF)

Leenov e Kolin [14] calcolarono l'espressione teorica della forza che agisce su una singola particella sferica sospesa in un metallo liquido nel caso in cui la conducibilità elettrica della particella (σ_p , [S/m]) e del metallo (σ_L , [S/m]) siano differenti, come:

$$F_p = \frac{3}{2} \frac{\sigma_p \sigma_L}{2\sigma_L + \sigma_p} V_p F \quad (2.42)$$

dove: F_p è la forza di separazione che agisce sulla sfera; V_p è il volume della sfera e F è la forza elettromagnetica (EMF, $\vec{F} = \vec{j} \times \vec{B}$)

La natura di questa forza che sperimenta la particella è data dal gradiente di pressione generato dalla forza di Lorentz (vedi **Fig: 2.3**). Molto spesso le particelle di inclusione sono costituite da materiale non conduttivo o comunque irrilevante rispetto al metallo liquido. Ponendo $\sigma_p = 0$ in **Eq: 2.42**, si ottiene:

$$F_p = \frac{3}{4} \frac{\pi d_p^3}{6} F \quad (2.43)$$

dove: d_p è il diametro delle particelle. La forza di Lorentz, dovuta al campo elettromagnetico AC, decade rapidamente fino a ritenersi nullo dopo circa due spessori di penetrazione, δ_{EM} :

$$\delta_{EM} = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_L \sigma_L}} \quad (2.44)$$

dove: μ_L è la permeabilità relativa. Per migliorare la separazione si necessita di un'adeguata velocità del fluido, in modo che trasporti le particelle in prossimità

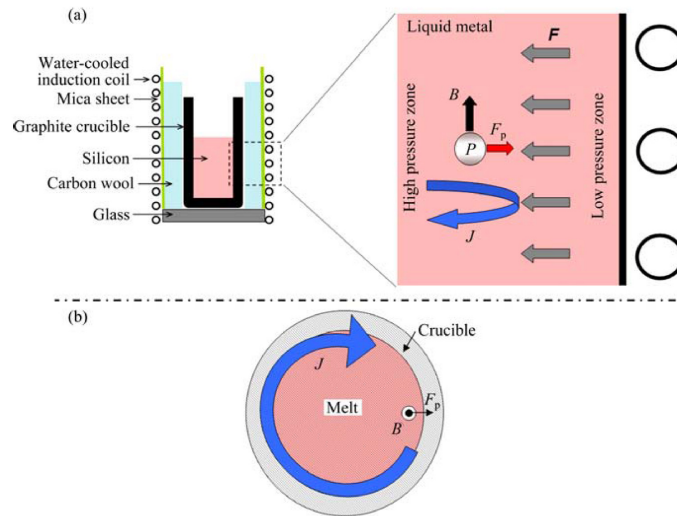


Figura 2.3: Rappresentazione del principio della LKF (a), sezione vista dall'alto (b).

della parete dove il gradiente di pressione generato dalla forza elettromagnetica possa catturarle e trattenerle nei pressi della parete del crogiolo.

L'applicazione delle LKF rappresenta una tecnica inerente all'Electromagnetic Processing of Materials (EPM) ed è una tra le tecniche possibili per ottenere metalli puri privi di inclusioni non metalliche. Si utilizza questa tecnica per la rimozione di particelle non metalliche in fusioni di leghe ferrose [15]; in studio metodi che utilizzano le LKF per la separazione di particelle di Carburo di Silicio in un bagno di Silicio, al fine di incrementarne la qualità fino a renderne possibile l'utilizzo nelle applicazioni elettroniche o solari, [16].

Partecipando al progetto europeo SIKELOR (Silicon KErf LOss Recycling) si è visto uno spiraglio di applicabilità di questa tecnica anche nel forno prototipale *i*-DSS per la separazione sempre di particelle di Carburo di Silicio da un bagno di Silicio.

L'obiettivo del progetto SIKELOR UE è di trattare i rifiuti di Silicio in un processo industrialmente valido e in modo resource-friendly: nello specifico si tratta del riciclaggio di Silicio mescolato allo slurry di taglio, composto formatosi nel processo di wafering. Il composto è costituito da particelle di Silicio erose dal filo di taglio, particelle di Carburo di Silicio derivato dall'erosione del filo stesso ed infine dal liquido di taglio. La quota di Silicio perduta nello slurry di taglio è pari a circa il 50% del prezioso materiale originale.

Il principale obiettivo tecnologico del progetto consiste nello sviluppo di un processo innovativo per il riciclaggio di Silicio comprendente le seguenti fasi principali:

- Miglioramento della densificazione della polvere di Silicio secca senza introdurre

Principi teorici

contaminazioni;

- Fusione e purificazione del Silicio con la metodologia della separazione elettromagnetica;
- Casting di blocchi di Silicio policristallino attraverso solidificazione direzionale;
- Dimostrare l'economicità di tutto il processo, contenendo i costi di riciclaggio cumulativi ad un livello inferiore a 10 \$/kg (il prezzo di mercato attuale Silicio vergine per applicazione fotovoltaiche risulta essere di circa 18 \$/kg).

Gli sviluppi di questo progetto europeo sono fruibili all'indirizzo: <http://www.SIKELOR.eu>.

Capitolo 3

Il Lab-scale *i*-DSS

In questa sezione verrà fornito un quadro generale delle parti che costituiscono il forno Lab-scale *i*-DSS, in particolar modo di tutte quelle grandezze necessarie ad introdurre gli input delle simulazioni numeriche i cui risultati argomenteremo nelle sezioni a seguire.

3.1 Quadro generale

Il forno *i*-DSS si presenta come una struttura imponente: le sue parti occupano in pianta una superficie di 8 m x 5 m, con la presenza anche di piano superiore. Il forno prototipale è costituito da più sottosistemi, i quali sono:

- struttura meccanica,
- strumentazioni vuoto,
- sistema di raffreddamento,
- sistema di potenza,
- logica di controllo e monitoraggio.

3.1.1 Struttura meccanica

La struttura meccanica è costituita da un telaio in acciaio, il quale sostiene la parte superiore della camera a vuoto, quest'ultima realizzata con un doppio frame d'acciaio.

La parte sottostante della camera può, in condizioni di riposo macchina, muoversi. Essa può scendere fino ad appoggiarsi su tre punti in un carrello e, assieme ad esso, muoversi lungo delle guide fino a raggiungere una zona libera. Nella zona libera è possibile fare lo scarico e il carico delle attrezzature e del Silicio con l'ausilio di un carroponete. I movimenti sono permessi da due motori elettrici.

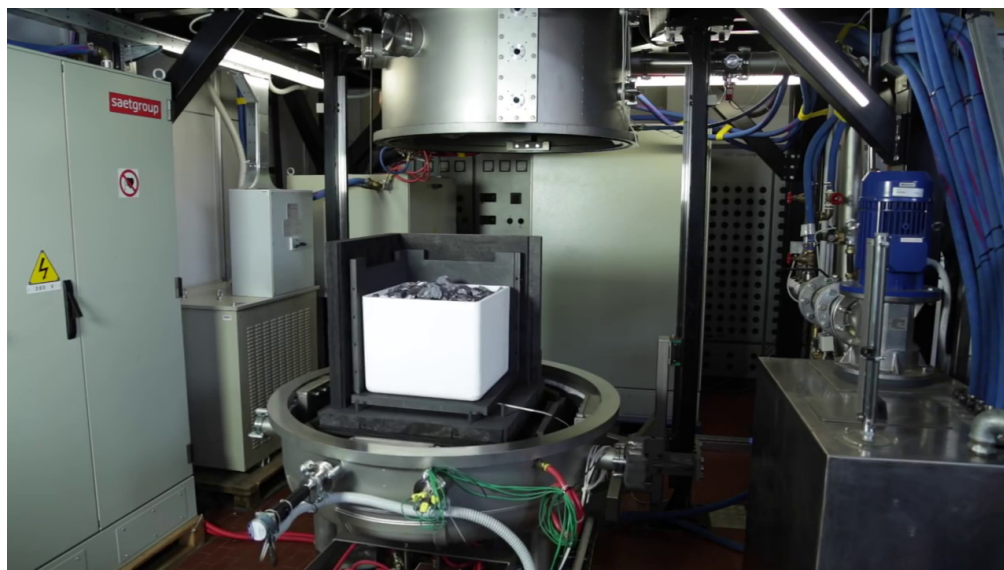


Figura 3.1: Vista di una parte del forno *i*-DSS, camera aperta e configurazione “illustrativa”.

La realizzazione di una camera a vuoto delle dimensioni di circa $\varnothing=1.2$ m ed $H=1.5$ m, capace di realizzare un livello di medio vuoto nell'ordine dei 10^{-4} bar, si è resa necessaria a causa dell'alta reattività del Silicio con l'aria.

La struttura e la camera sono attrezzature assai costose, ma si possono immaginare utilizzi differenti soprattutto in tutti quei processi in cui la purezza è cruciale ed è richiesto l'utilizzo di atmosfere controllate. È vero anche che questo tipo di struttura richiede notevoli modifiche per adattarsi alle differenti esigenze.

3.1.1.1 Strumentazioni vuoto

La tenuta tra le due parti della camera a vuoto è garantita da un O-ring di materiale polimerico che si adatta alla superficie del battente della camera inferiore, la quale viene prima rettificata e poi lucidata. La tenuta di questo componente può essere compromessa sia dall'irrigidimento del anello¹, sia dalla formazione di graffi sul battente per possibili disattenzioni durante l'utilizzo o la manutenzione.

Può essere insuflato all'interno della camera dell'Argon (Ar), la portata di entrata può essere regolata da un valore minimo di 0 slpm² a un valore massimo di 30 slpm. Il lavoro di regolazione della portata viene svolto da uno strumento chiamato Mass Flow Meter, il quale misura la portata attuale ed apporta piccole correzioni in senso di chiusura o apertura ad una valvola, fino ad ottenere la portata voluta³.

¹Si consiglia la sostituzione periodica.

²slpm, standard litres per minute.

³Si consiglia di controllare, prima di ogni avvio macchina, il quantitativo d'Argon rimasto nel pacco bombole custodito nell'apposito locale.

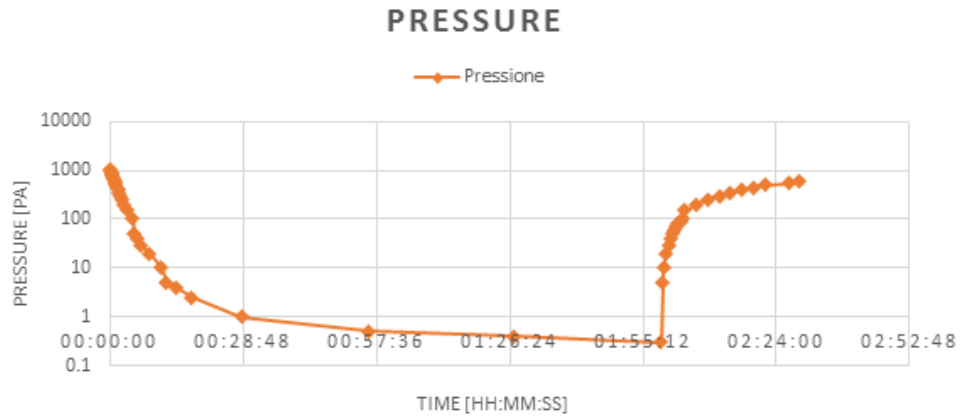


Figura 3.2: Curva sperimentale di vuoto.

In uscita, invece, troviamo un condotto del diametro nominale di 100 mm, il quale conduce ad una valvola elettropneumatica on/off⁴. Essa chiude il condotto che porta al gruppo di pompaggio.

Il gruppo di pompaggio (**Fig: 3.3**) è costituito da due pompe⁵: la prima di tipo lobe pump, la seconda a quattro stadi di cui uno roots. In condizioni standard di prevuoto per 24 h le pompe sono capaci, partendo dal valore di 1 atmosfera, di raggiungere un valore di 0.3 mbar in circa 2 ore (**Fig: 3.2**).

Al condotto principale di uscita si è posto un secondo condotto, detto di by-pass, del diametro di 1/4 inch. Esso può essere interrotto sia manualmente, sia da un elettrovalvola automatica. La funzione di questo by-pass è appunto saltare la valvola di chiusura principale e la pompa a lobi, al fine di adempiere al mantenimento di un valore di medio-bassa sottopressione dopo lo step di pulizia del processo di cui parleremo nella **Sez: 3.2.5**.



Figura 3.3: Pompa doppio stadio Edwards (GV80 ed EH500).

⁴La valvola attuale è normally open -NO- dal punto di vista pneumatico. Per ridurre il rischio di reimmersioni d'aria si consiglia la sostituzione con una normally close -NC-. Si consiglia inoltre la manutenzione annua dell'O-ring di tenuta del pistone.

⁵Si consiglia il controllo, ad ogni accensione, del livello olio e la sua sostituzione periodica annuale.

3.1.2 Sistema di raffreddamento

Il raffreddamento di tutte le componenti dell'impianto è univoco ed a liquido. Il liquido refrigerante, acqua⁶, è raccolto in una vasca di miscelaggio della capacità di circa 700 dm³.

Dalla vasca di miscelazione, in modo duplice, troviamo i condotti che portano ai chillers per lo smaltimento del calore in aria per poi ritornare alla vasca di miscelaggio stessa. La movimentazione del liquido di raffreddamento viene affidata a due pompe Lowara. Ciascun chiller è in grado di smaltire circa 61 kW termici, di cui però 20 kW sono forniti dal funzionamento dello stesso. Ad ogni modo, lo smaltimento di circa 41 kW garantisce il corretto funzionamento di tutta la macchina. Il secondo chiller è stato installato come backup al solo allo scopo cautelativo in caso di rottura del primo. Le pompe di ricircolo ed i chillers devono sempre essere accesi prima di ogni operazione e nell'ordine dato: difatti, la logica periferica presente nei chillers segnalerà un allarme guasto se la pressione dell'acqua è inferiore ai 2 bar, con conseguente blocco. In caso di blocco, basta spegnere e riaccendere il chiller per il reset. Per impostazioni interne, il chiller avvia il ciclo di raffreddamento quando l'acqua di ingresso supera i 27° C per interrompersi al raggiungimento dei 20°C.

Sopra la vasca di miscelaggio è posta la pompa di mandata, rivolta a tutte le utenze che necessitano di raffreddamento. A valle della pompa è presente il collettore di distribuzione del diametro nominale di 100 mm: esso prevede tre rami di uscita e per ciascun ramo è prevista una valvola manuale per il dosaggio della portata.

Il primo ramo è destinato al raffreddamento delle parti di elettronica di potenza, esattamente fornisce il raffreddamento per i tre convertitori a media frequenza. Questo ramo non viene servito dal circuito di emergenza: tale precauzione sarebbe stata inutile in quanto la linea di emergenza opera con una pressione inferiore a quella minima di consenso, impostata nella logica di funzionamento interno dei convertitori⁷.

Per quanto riguarda gli altri due rami, essi conducono rispettivamente il liquido di raffreddamento per le utenze della camera superiore, dell'induttore superiore e di quello laterale ed infine raffreddano la camera inferiore, l'induttore inferiore e prendono a carico il raffreddamento delle pompe a vuoto che necessitano di circa 2 Lt/min d'acqua fresca. Questi due rami richiedono un raffreddamento continuo e garantito, si pone dunque il problema della possibile rottura o blackout che possa interrompere

⁶Si consiglia l'uso di acqua demineralizzata, addizionata con antivegetativi.

⁷Si ricordi, quindi, che in caso di intervento del circuito idraulico di emergenza si avrà il blocco automatico di tutti i convertitori con conseguente perdita della possibilità di immettere potenza riscaldante nel sistema.

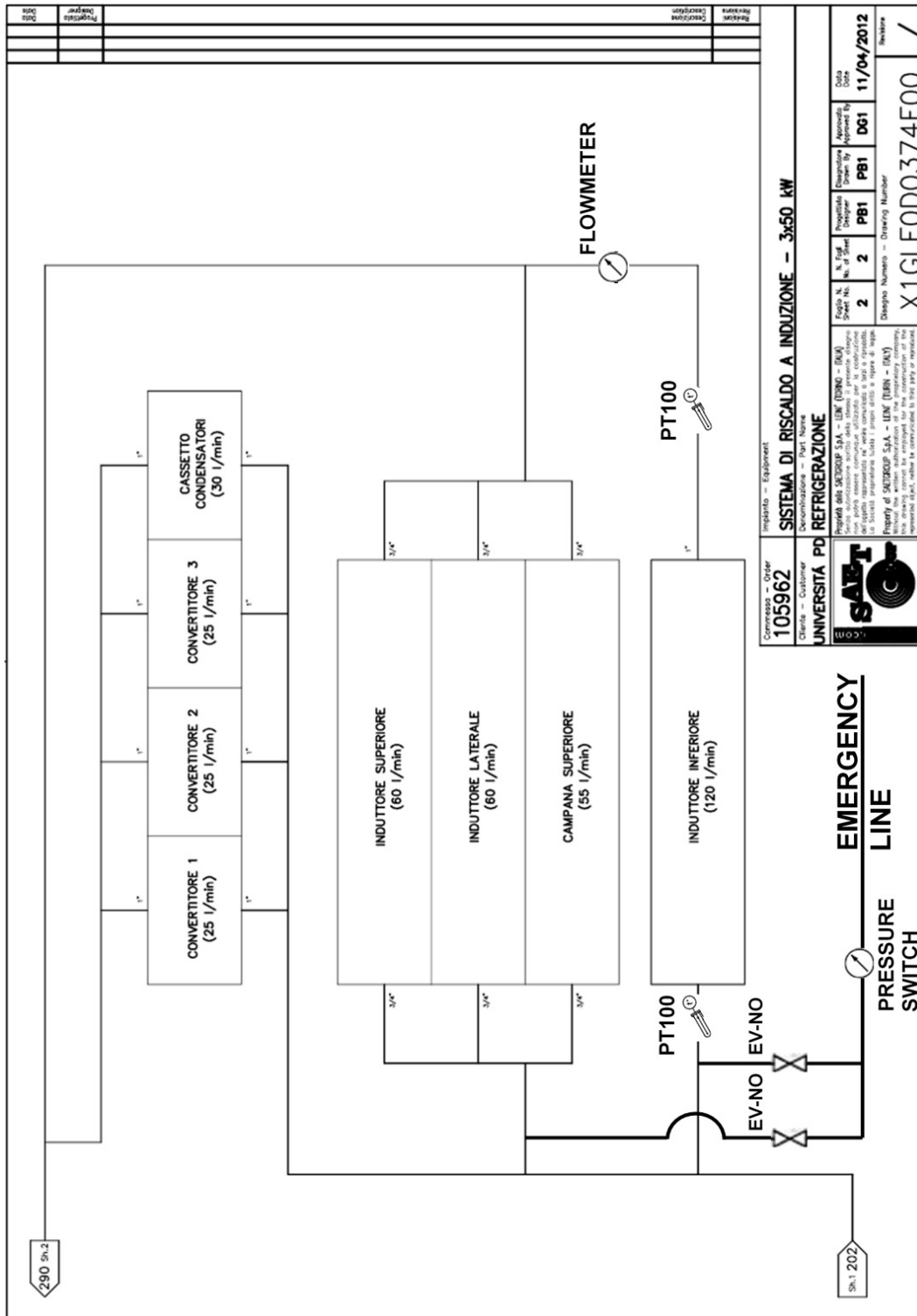


Figura 3.5: Schema sistema di raffreddamento, parte 2. Legenda far riferimento a documentazione Saet.

il funzionamento della pompa. È stato dunque integrato il sistema di raffreddamento con un circuito di emergenza che immette acqua nel sistema. L'apertura e chiusura del condotto di emergenza è comandata da un'elettrovalvola, in funzione della pressione misurata da un pressostato nel circuito di raffreddamento posizionato a livello del collettore. Un altro pressostato di controllo misura la presenza della pressione sul circuito di emergenza, in modo da controllare all'inizio dello start macchina che non sia interrotto (esempio lo stato di chiusura delle valvole manuali, necessarie ad impedire il deflusso dell'acqua a macchina spenta).

Il ramo verso la zona inferiore è dotato di due sensori di temperatura (Pt100) e di un flussometro: in questo modo è possibile avere una misura della potenza termica scambiata comprensiva del calore scambiato dall'induttore inferiore, il quale è il vero protagonista del raffreddamento, al fine di ottenere una solidificazione direzionale.

L'acqua aggiuntiva immessa nel circuito di raffreddamento deve essere scaricata e, per evitare il traboccamento della vasca, sono stati dunque posti due scarichi con valvola di apertura/chiusura manuale.

Un ulteriore accorgimento è stato posto inserendo un sensore di temperatura (Pt100) nella vasca di miscelaggio, il quale controlla il buono stato e la capacità di raffreddamento dei chiller. Riporta quindi all'operatore un malfunzionamento dei chiller o la necessità di un loro riavvio, con la possibilità di esercitare da parte dell'operatore o del sistema di monitoraggio automatico le opportune manovre.

Molto spesso si commette l'errore di sottovalutare l'importanza del circuito di raffreddamento, in realtà esso preserva il buon funzionamento di quasi tutti gli altri apparati; un buon operatore dovrebbe conoscerlo bene, saperlo manutentare ed accenderlo prima dell'avvio di qualsiasi altro tipo di manovra.

3.1.3 Sistema di potenza

L'accensione della macchina avviene grazie ad un quadro posto a bordo macchina, in cui troviamo tutti gli interruttori per l'alimentazione di tutte le componenti della macchina comprensive delle utenze alimentate in trifase come l'autotrasformatore, la pompa di raffreddamento principale, le pompe a vuoto ed i chiller; quindi di tutte le utenze monofase come i due motori di pompaggio verso i chiller, le luci bordo macchina, gli ausiliari di controllo dei convertitori, il PLC di comando principale e quello del vuoto. Se escludiamo le componenti già viste (pompe di vuoto 7.5 kW, pompa principale di raffreddamento 7.5 kW e i due chiller ciascuno dal consumo di 20 kW cadauno), la maggior parte della potenza è indirizzata verso i convertitori.

Sono presenti un numero di tre convertitori, ciascuno dalla potenza nominale di 70 kVA in input e di 60 kW in output, con frequenza in uscita compresa nel range

COLLAUDO ELETTRICO		COLLAUDO ELETTRONICO	
DATA 10/04/2012	FIRMA	TENSIONE M.F.	322 V
		TENSIONE C.C.	295 V
		CORRENTE C.C.	216 A
		POTENZA M.F.	60 KW
		FREQUENZA	10 KHz
		Versione DSP	553
		Versione FPGA	538
DATA 10/04/2012	FIRMA	DATA 10/04/2012	FIRMA

Figura 3.6: Valori di targa convertitori SAET.

di 1-10 kHz. La frequenza di oscillazione si adatta al circuito di risonanza costituito dal circuito RLC⁸ posto in parallelo.

Sommando queste potenze ci accorgiamo che la linea di alimentazione dell'impianto, progettata per un carico di 200 kVA, risulta essere sottodimensionata. Questo non deve spaventare in quanto le condizioni operative, come vedremo in seguito, impediscono di ottenere il valore massimo di uscita dei convertitori.

La logica di funzionamento dei convertitori impedisce, nel limite del possibile, danneggiamenti interni che possono essere dati da sovratensioni, sovracorrenti e mancanza di raffreddamento. Si è visto già come la mancanza di pressione del circuito di raffreddamento ne causi il blocco, lo stesso avviene se alcuni sensori di temperatura interni misurano valori superiori a quelli dovuti. Questo vale anche per la corrente di uscita e tensione di uscita: esse sono limitate a valori rispettivamente di 216 A e 295 V. La potenza nominale del convertitore avviene solo se entrambe le grandezze raggiungono il valore limite e può accadere quando il carico rispecchia quello ideale di progettazione del convertitore, cosa che come vedremo non avviene nel forno *i*-DSS.

Ciascun convertitore alimenta un induttore, quindi si contano un numero di tre induttori installati all'interno della camera a vuoto. La geometria di tali induttori nel forno *i*-DSS non impedisce loro la possibilità di accoppiarsi e dare origine ad una mutua induzione, che avviene solo in condizioni di mancanza del carico⁹. In presenza del carico, l'effetto schermante impedisce quasi totalmente l'accoppiamento tra i vari induttori.

I tre convertitori sono alimentati da un autotrasformatore trifase, il quale abbassa il valore di tensione della linea per rendere disponibile una maggior corrente ai tre

⁸RLC sono i valori equivalenti del circuito, costituito da induttore-carico e banco di condensatori di rifasamento.

⁹Per accendere un induttore in assenza di carico si consiglia di interrompere il collegamento elettrico tra gli induttori rimanenti ed i loro convertitori, altrimenti alcune parti del convertitore possono subire un danneggiamento.



Figura 3.7: Operatori al lavoro con una versione test del HMI.

utilizzatori. Sopra al trasformatore è presente un ulteriore interruttore che replica il funzionamento di quello presente all'interno del quadro bordo macchina.

3.1.4 Logica di controllo e monitoraggio

Come si è visto il forno *i*-DSS è composto da più parti, ognuna di essa dotata di logica periferica: il coordinamento di tutto questo insieme è stato ed è ancora in corso al Laboratorio di Elettrotermia di Padova.

Il lavoro è assai complesso e consiste nell'acquisizione dei componenti hardware necessari (sensoristica, moduli di acquisizione dati, ecc.), progettazione del software di gestione su base PLC (*Programmable Logic Controller*) e progettazione dell'interfaccia HMI (*Human-Machine Interface*).

Il lavoro, nonostante notevoli passi avanti in questo anno dedicato a tale fronte, non è ancora completo ma ha già evidenziato possibili migliorie. Tra le più probabili future potremmo trovare:

- un sensore per la misurazione del livello del liquido di raffreddamento nella vasca di miscelaggio;
- un nuovo sensore per la misura della temperatura nella parete laterale (la scelta potrà ricadere tra una termocoppia di tipo R oppure un pirometro ottico);
- un pirometro per la misurazione della temperatura sulla superficie libera del bagno, con uscita analogica 4-20 mA o 0-10 V;
- schede di espansione, per l'acquisizione dati da queste nuove periferiche.

Escludendo il primo punto, si è rimandato l'acquisto di queste componenti per motivi di costo. Per quanto riguarda il pirometro di misurazione del bagno di temperatura, si era pensato di integrare con uno script in linguaggio C il programma HMI definito in WinCC Flexible, in modo che poi quest'ultimo reindirizzasse l'informazione al PLC.

Questo non è stato possibile in quanto il pirometro Ircon di nostra dotazione comunica attraverso seriale RS-232, inoltre utilizza una notazione ASCII con delle codifiche proprietarie e non facilmente decodificabili.

Per quanto riguarda la misura della temperatura laterale utile per comandare il convertitore laterale con un controllo PID, si pensava originariamente di legarlo in modo proporzionale a quello superiore dove è già presente una termocoppia. Il coefficiente di proporzionalità è stato calcolato attraverso simulazioni di tipo numerico.

I passi in avanti fatti in questo anno di lavoro sono stati:

- l'acquisizione di moduli di espansione e driver per il comando del motore stepper, dedicato al sistema di regolazione raffreddamento;
- si è verificata la possibilità di implementare un sensore di continuità elettrica sulla presenza di Silicio nel gutter;
- si è instaurata la comunicazione via profibus tra il PLC principale e quello periferico, già programmato e che controlla il vuoto e la movimentazione della camera;
- la modifica del software del PLC periferico, per il controllo della pressione in camera attraverso l'elettrovalvola on/off del circuito di bypass;
- l'acquisizione di tutti i sensori, sia digitali che analogici (pressostati, Pt100, Termocoppie);
- si è instaurata la comunicazione con i convertitori di potenza ed è ora possibile regolare l'output del convertitore, sia in termini di Tensione che di Potenza, in modo remotato;
- si è applicato il PID controller al convertitore superiore, per il raggiungimento di una funzione obiettivo (temperatura);
- l'inserimento dei primi allarmi.



Figura 3.8: Carico di Silicio in chunks, produttore: Targray.

3.2 The core of Lab-scale *i*-DSS

3.2.1 Hot-zone

Al centro della camera a vuoto del Lab-scale *i*-DSS troviamo il materiale da processare. Il quantitativo massimo di polysilicon caricabile è di 120 kg e si presenta sotto forma di “ciottoli”, detti chunks, **Fig: 3.8**.

Il carico viene depositato accuratamente, in modo da evitare danneggiamenti al coating di nitruro di Silicio del crogiolo di quarzo **Fig: 3.9, 1.14**, componente che a temperatura ambiente risulta essere fragile. Come abbiamo precedentemente detto, il crogiolo assumerà un comportamento visco-plastico a temperature prossime a quelle di fusione: la spinta idrostatica fornita dal fuso farà in modo che il crogiolo si appoggi alla struttura in grafite.

Tutti i componenti degli elementi strutturali ed isolanti in grafite sono stati progettati all’interno del LEP e forniti secondo le specifiche dai produttori SGL [17] e GrafTech [18]. Tutti i disegni tecnici sono di proprietà del laboratorio e si trovano custoditi in versione cartacea e informatica. Visivamente la struttura in grafite si presenta simile ad un box, il cui componente di base è sporgente in direzione laterale. L’elemento di base risulta quindi essere sempre più grande, per poter permettere il sostegno meccanico della struttura e lasciare la zona sottostante al carico di Silicio libera per il posizionamento dell’induttore inferiore e di altri dispositivi. Lo spessore delle grafiti isostatiche rispetta la dimensione usuale utilizzata in ambito industriale di 1 inch, tranne per l’elemento di base (DS-Block, **Fig: 3.9, 1.6**) che sorregge il carico similmente ad una trave su due appoggi sottoposta a carico distribuito.

Ad avvolgere questa struttura portante si trova l’isolante termico, costituito da un feltro rigido dello spessore di 60 mm e realizzato in fibra in grafite corta sinterizzata in

modo blando (**Fig: 3.9, 1.16**). Si è esclusa dall'isolamento la parte inferiore, almeno per un primo momento, una trattazione più completa sarà esposta nella **Sez.: 3.2.4**.

3.2.2 Upper-zone

Nella parte superiore troviamo innanzitutto l'induttore superiore (**Fig: 3.9, 1.1**) di tipo pancake, con spire a sezione circolare. Il percorso della sezione segue una struttura quadratica ad angoli raccordati. Ad ogni raccordo corrisponde una rotazione di 90° , la lunghezza del tratto lineare successivo a step di 2 raccordi si riduce di un passo: in questo modo si ottiene una spirale a 'base quadratica'. Il numero di rivoluzioni complete è pari a 4.

Il centro dell'induttore a pancake è attraversato dalla termocoppia di tipo R, protetta con una guaina di Allumina, **Fig: 3.9, 1.18**. La termocoppia oltrepassa l'induttore e la struttura isolante, posizionando il sensore in un punto prossimo al centro del suscettore superiore ossia il piatto superiore del box in grafite isostatica. Questo tipo di termocoppia resiste fino a 1800°C .

In posizione prossima possiamo trovare il condotto di immissione dell'Argon nella zona calda, proveniente dal Mass Flow meter fino alla camera attraversando il ramo di un condotto a T. Internamente il condotto prosegue con un cilindro cavo in quarzo fino a raggiungere l'induttore superiore (**Fig: 3.9, 1.2**), dove ancora una volta è presente una giunzione con cambio del materiale del condotto. L'ultimo tratto, sottoposto alle più alte temperature, è in effetti stato realizzato in CFC (*Carbon Fiber Composite*, **Fig: 3.9, 1.17**) e conduce il gas fino a pochi centimetri dal bagno di Silicio.

3.2.3 Lateral-zone

L'induttore laterale, **Fig: 3.9, 1.4**, si posiziona ad avvolgere il box di grafite, mantenendo una distanza di rispetto dall'isolante. Esso è composto da 6 spire, di sezione circolare, elettricamente poste in serie. Il collegamento elettrico è realizzato esternamente alla camera, questo dovrebbe facilitare il possibile sistema di switch che permette di aprire o di collegare solo alcune spire in modo da diversificare, in funzione delle esigenze, la distribuzione della potenza immessa nel carico.

Il sistema non è stato implementato per motivi di costo di tali sezionatori, che vanno a riguardare anche il banco condensatori di rifasamento. Inoltre è necessario un tempo di spegnimento del convertitore per permettere lo sgancio del collegamento elettrico dopo un periodo di tempo opportuno necessario allo scaricamento dei condensatori.

3.2.4 Bottom-zone

La zona sottostante è assai ricca: iniziamo con l'induttore inferiore, **Fig: 3.9, 1.8**. La sua geometria è del tutto simile a quella dell'induttore superiore, ritroviamo infatti lo stesso pattern a pancake delle spire però questa volta a sezione rettangolare

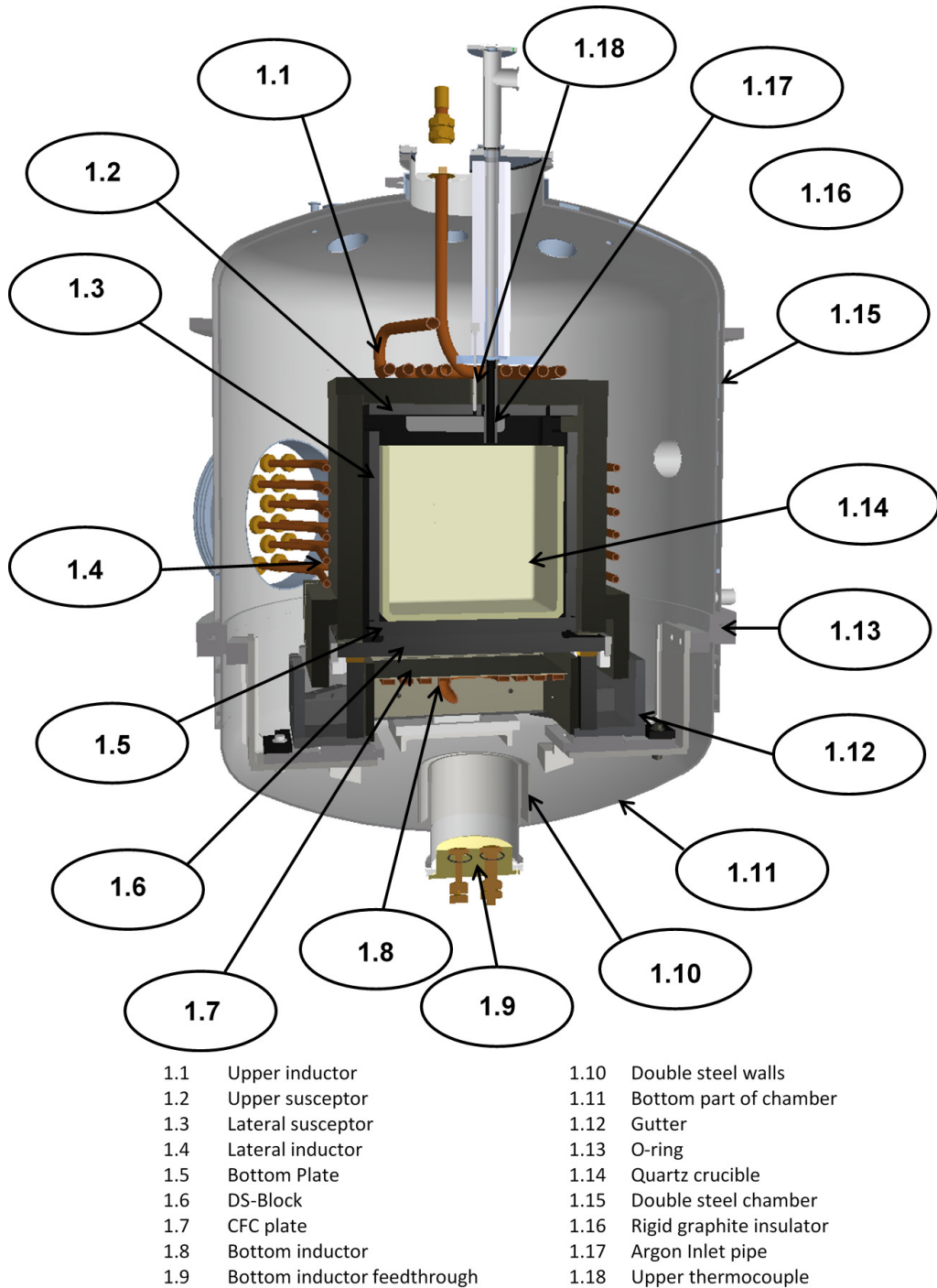


Figura 3.9: Sketch della Hot Zone del Lab-scale *i*-DSS.

cava.

Tutti gli induttori sono raffreddati a liquido, sono dunque elementi freddi all'interno della camera e difatti per gli induttori superiori e laterale è interposto un isolante termico. L'induttore inferiore, invece, funge da scambiatore di calore (Heat-Exchanger), al fine di imporre il corretto campo termico e, di conseguenza la solidificazione direzionale.

La geometria rettangolare dell'induttore espone una maggior area disponibile per la cessione del calore dovuto all'irraggiamento dal DS-Block, scambio talmente efficiente che è stato necessario ridurlo. I metodi studiati sono due e si differenziano fortemente: il primo, statico, prevede un foglio di CFC (**Fig: 3.10, 2.2**) che si interpone tra induttore e DS-Block in modo da ridurre il flusso termico ma anche aumentare l'uniformità del campo termico (questo metodo è già implementabile); il secondo, invece, prevede due elementi di isolante rigido in fibre corte di grafite (**Fig: 3.11(a)**), entrambe forate con un'opportuna geometria e che possono muoversi una rispetto all'altra. Questa movimentazione permette infinite configurazioni, date dal movimento regolabile del motore stepper, comunque comprese tra la configurazione CLOSE e quella OPEN. Nella configurazione CLOSE, la geometria degli isolanti e la loro posizione impediscono il traguardare diretto tra DS-Block ed induttore inferiore in modo da ridurre al minimo la quota del flusso di calore per irraggiamento. Viceversa, la configurazione OPEN prevede il massimo dello scambio termico per irraggiamento con il migliore fattore di vista tra DS-Block e induttore. Questo meccanismo è assai

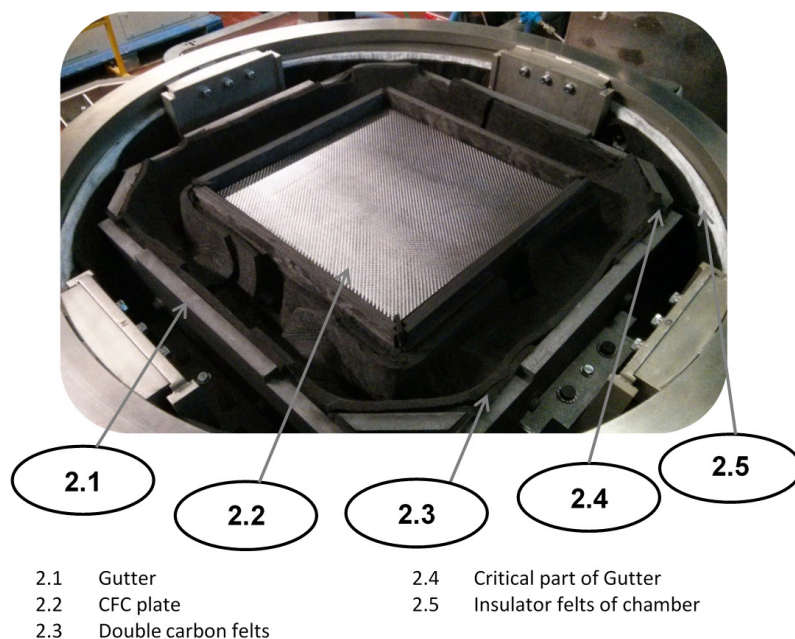
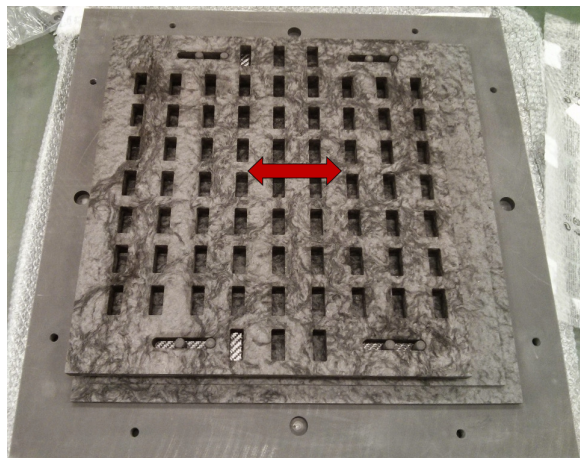


Figura 3.10: Zona sottostante al DS-Block.

utile per migliorare l'efficienza del processo in tutte quelle condizioni in cui è richiesto un miglior isolamento, come avviene nella fase di riscaldamento, di fusione, di annealing e di raffreddamento controllato. Si conserva comunque la capacità di aumentare lo scambio termico per imporre il gradiente di temperatura prima della solidificazione, si può compensare la riduzione di flusso termico scambiato con il DS-Block durante la solidificazione (in quanto quest'ultimo registrerà temperature decrescenti) ed infine è possibile avere un controllo più fine sui fenomeni cinetici come nucleazione ed accrescimento dei cristalli.

Attualmente questa configurazione non è ancora implementata, anche se completa al 95% se non oltre. Poiché il meccanismo di collegamento richiede tolleranze strette, si è preferito installare le componenti in grafite per poi ricontrollare le misure tra passa-parete della camera a vuoto del motore stepper e sistema mobile di raffreddamento. A monitoraggio della temperatura è posta una seconda termocoppia di tipo R, anch'essa protetta da una guaina di allumina. Il valore della misura diretta viene riportato a PLC, dove verrà calcolato il valore di gap rispetto ad una



(a) Sistema.



(b) CLOSE.



(c) OPEN.

Figura 3.11: Sistema di isolamento modulare inferiore.

funzione obiettivo della temperatura desiderata. La funzione PID convertirà il gap in un valore di comando e, quindi, di potenza espressa dal convertitore inferiore. Nella zona inferiore troviamo una struttura che involupa l'induttore inferiore, il dispositivo denominato Gutter, **Fig: 3.10, 2.1**, il quale è realizzato in grafite estrusa e rappresenta un sistema di raccolta del Silicio. Difatti, esso potrebbe fuoriuscire in caso di rottura del crogiolo, eventualità sempre possibile vista la sua natura fragile. La struttura è rivestita da feltro morbido in grafite (**Fig: 3.10, 2.3**), in modo da formare un letto dove il Silicio possa solidificarsi e raffreddarsi in sicurezza. Per limitare l'effetto di eventuali tracimazioni, il fondo della camera è stato rivestito da più strati di isolante tra cui uno strato di feltro morbido e di grafite, **Fig: 3.10, 2.5**. Particolare attenzione si è fatta a proteggere il passa-parete dell'induttore inferiore. Tutti i passa-pareti degli induttori sono realizzati in Teflon caricato con fibre di vetro (**Fig: 3.9, 1.9**), e devono essere elettricamente isolanti per evitare cortocircuiti con la camera in acciaio¹⁰, in quanto sono costituiti con il materiale più termicamente debole di tutto l'assemblato. Per evitare contatti dannosi è stata interposta una doppia flangia in acciaio (**Fig: 3.9, 1.10**), al fine di tener lontani i trafiletti di Silicio dalla zona sensibile.

3.2.5 Descrizione del processo

Ciascun produttore conduce il proprio processo di solidificazione direzionale secondo una propria ricetta e tra esse si possono avere discostamenti assai cospicui, soprattutto nella gestione. Il processo di solidificazione direzionale può essere suddiviso in fasi, ciascuna con un chiaro obiettivo. Si possono riconoscere le seguenti fasi:

I **Ciclo di pulizia**: allo scopo di rimuovere elementi contaminanti e l'ossigeno presenti in camera alla sua chiusura, un ciclo di vuoto viene effettuato fino a raggiungere una pressione di circa $0.005 \div 0.5$ mbar mantenuta per un periodo di tempo opportuno. La camera viene successivamente riempita con un flusso di gas inerte (Argon-Ar od Elio-He), fino ad arrivare alla pressione di lavoro voluta ($0.02 \div 1$ bar);

II **Riscaldamento**: tutto il sistema viene portato alla temperatura di fusione con un heating rate adeguato ad evitare rotture strutturali, dovute a stress termici troppo elevati;

III **Fusione**: in questa fase il calore ceduto al carico di Silicio verrà assorbito senza avere un incremento sensibile della temperatura. Il calore così accumulato è il calore latente di fusione, necessario al cambiamento di stato;

¹⁰In tal caso il convertitore andrebbe in blocco.

- IV **Surriscaldamento**: per creare l'opportuno gradiente termico nel bagno è necessario superare la temperatura di fusione del Silicio;
- V **Mantenimento**: periodo di tempo dedicato all'omogeneizzazione chimica, termica e all'eliminazione della presenza di particelle di Silicio solido che galleggiano nel bagno;
- VI **Gradiente termico verticale**: il sistema inizierà a raffreddare dalla parte inferiore del forno, mentre continuerà a fornire potenza riscaldante dalla zona superiore;
- VII **Solidificazione**: quando la temperatura del Silicio scende al di sotto della temperatura di T_M del valore di sottoraffreddamento, solo allora si registrerà la nucleazione con accrescimento stabile della fase solida. La velocità di solidificazione (0.6-25 mm/h) ed il gradiente termico vengono gestiti dal funzionamento armonioso del sistema di raffreddamento inferiore e di riscaldamento superiore;
- VIII **Raffreddamento**: a completamento della solidificazione il sistema può essere raffreddato;
- IX **Annealing**: risulta necessario eseguire uno step di omogeneizzazione ad alta temperatura, favorendo i processi termicamente attivati di diffusione intergranulare ed i fenomeni di stress release;
- X **Raffreddamento finale**: conduce la temperatura del sistema al raggiungimento della temperatura ambiente, per consentire l'apertura della camera. Per ridurre la generazione di stress termici il raffreddamento viene controllato con l'intervento del sistema di riscaldamento. Il flusso termico scambiato dal sistema verso l'ambiente si riduce con la diminuzione della temperatura del sistema

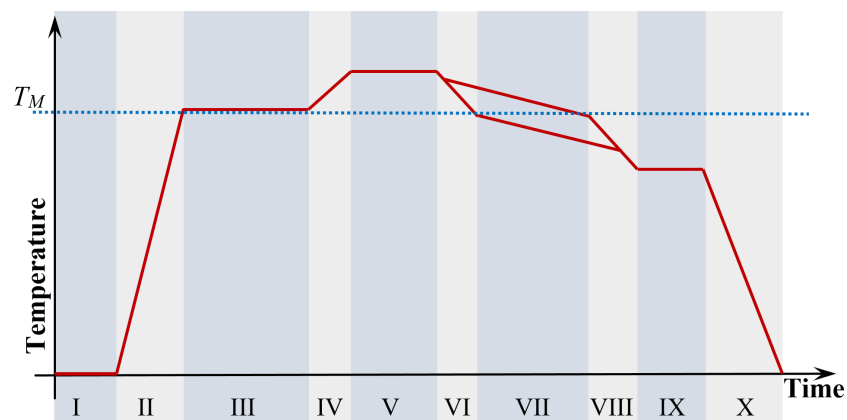


Figura 3.12: Schema delle fasi di processo.

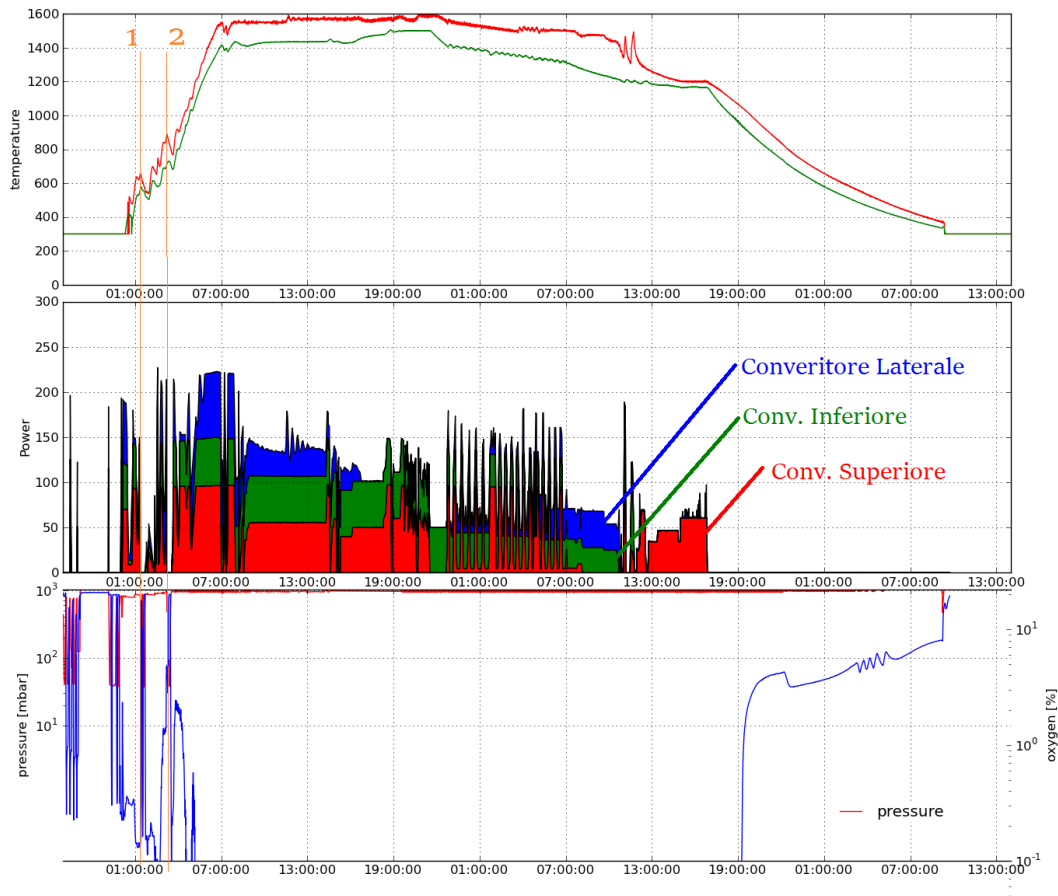


Figura 3.13: Andamento della temperatura, potenza fornita dai convertitori e pressione.

stesso, raggiungendo un valore che consente nell'ultima fase di poter azzerare la potenza termica del sistema di riscaldamento. Si passa dunque allo step di raffreddamento libero, in cui l'inerzia termica del sistema ed il flusso termico scambiato sono tali da non generare eccessive tensioni.

3.2.5.1 Particolarità del sistema *i*-DSS

Tipicamente, in un processo industriale, al fine di ottenere un incremento dell'output macchina la fase di pulizia viene ad accavallarsi con le prime fasi del riscaldamento. L'alta temperatura favorisce il processo termicamente attivato di diffusione e di vaporizzazione, incrementando il rilascio di sostanze gassose. Raggiungere il valore minimo di pressione in camera in una condizione di medio-alta temperatura favorisce la fuoriuscita dal sistema delle impurità. Questa metodologia operativa è stata applicata al forno G-5 *i*-DSS, in un primo momento si è adottata una soluzione ibrida con ciclo di pulizia iniziale seguito da altri cicli di pulizia nei primi momenti della fase di riscaldamento come si nota nei grafici di **Fig: 3.13**.

La conducibilità elettrica dell'aria aumenta con l'aumentare della temperatura ed al diminuire della pressione, in certe combinazioni operative è dunque possibile il verificarsi dell'effetto corona e la formazione di archi elettrici tra gli induttori in tensione e gli elementi al potenziale di terra come il carico, gli isolanti e la camera. Il verificarsi di dispersioni di corrente causa l'immediato blocco del convertitore con il conseguente riavvio manuale, in questo lasso di tempo (1 e 2) si evidenzia come la temperatura diminuisca rapidamente.

3.2.5.2 Indicazioni operative

Il riconoscimento della transizione tra le differenti fasi di processo può non essere di semplice identificazione. Può esserci d'aiuto la possibilità di graficare alcune grandezze nel corso del processo, questo è realizzabile attraverso lo strumento di plot grafici pre-implementato da Siemens nel software *WinCC Flexible*.

Grandezze chiavi sono la derivata prima e seconda della temperatura nel tempo nel DS-Block. Esse, in fase di fusione (escludendo il rumore ed errori di misurazione), dovrebbero essere costanti ossia con derivate nulle; nella realtà la temperatura cambia lievemente e costantemente a causa del posizionamento della misura effettuata non nel bagno ma in una zona prossima. Analizzare la temperatura in termini assoluti può fornire false informazioni, un valore più consono è l'entità del *Temperature rate*.

Si ricordi che per ogni grafico plottato è necessario definire la grandezza di plot, se questa risulta essere inedita si dovrà considerare la frequenza di campionamento, una maggior frequenza comporterà una conoscenza maggiore del sistema di controparte e si avrà un conseguente appesantimento dei file di salvataggio per il post processing. Lo spazio libero all'interno del PC industriale installato è pari a circa 80% della dimensione del disco rigido da 500 GigaByte. I file creati di salvataggio possono essere impostati con estensione *.csv¹¹, ovvero un formato di file basato su documenti di testo utilizzati per l'importazione ed esportazione di tabelle di dati facilmente implementabili per il post-analisi in un foglio elettronico come Microsoft Excel o similari.

¹¹Comma-Separated Values.

Capitolo 4

Modelli numerici

*“La soddisfazione
è inversamente proporzionale alla durata.”*

- Franco Lissandrin -

4.1 Flusso di lavoro al simulatore

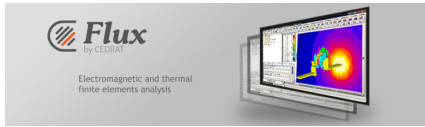
Nel corso dei test che sono stati condotti, al termine di interi processi di solidificazione nel forno prototipale G5-*i*-DSS con ottimi risultati per quanto riguarda la struttura multicristallina ottenuta, si sono evidenziate delle discordanze tra il consumo energetico previsto e quello reale.

Si è dunque deciso di analizzare il forno Lab scale *i*-DSS al simulatore per poi verificare i risultati ottenuti con quelli provenienti da prove reali. Purtroppo un ciclo completo nel Lab scale *i*-DSS non si è potuto eseguire, si lascia dunque un database di valori pronti per essere confrontati e vagliati al fine di provvedere eventualmente alle opportune correzioni o migliorie.

Si è cercato di separare i diversi contributi, in modo da renderne più semplice la comprensione. Si è analizzato innanzitutto il problema elettromagnetico, considerando ciascun induttore singolarmente. Per ciascun induttore è stata eseguita un'analisi multi-parametrica, in cui si spazia nel campo della frequenza e della distanza carico-induttore.

Si sono costruiti anche modelli di coesione tra più induttori, è stata effettuata un'analisi più profonda nell'induttore inferiore con l'utilizzo di concentratori di flusso ed infine si è esaminata l'influenza della nuova doppia flangia di sicurezza sull'efficienza di riscaldamento.

Per l'induttore laterale si è studiata la possibilità di un'alimentazione in doppia frequenza: in aggiunta alla frequenza di riscaldamento, si è sovrapposta una frequenza più

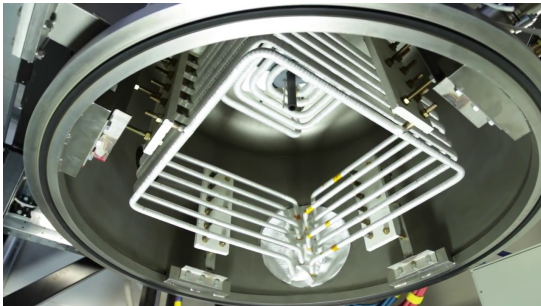


bassa al fine di limitare l'effetto schermante delle grafiti ed ottenere delle forze di Lorentz agenti sul fluido in modo da generare uno stirring elettromagnetico.

Tutte queste simulazioni sono state eseguite nell'ambiente Flux, un software dedicato alla simulazione elettromagnetica progettato dalla software house: Cedrat. Si è creato un database esportando, per ogni geometria, la mappa sui nodi della mesh del carico (grafiti e Silicio) delle grandezze: densità volumica della potenza termica e della forza per unità di volume.

Questo database è stato implementato come input per la simulazione termica e fluidodinamica in ambiente Comsol Multiphysics 3D.

4.2 Geometria



(a)



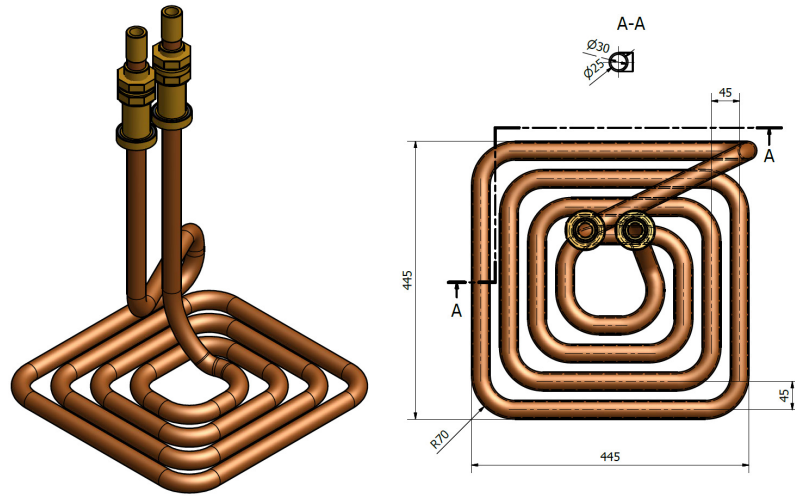
(b)

Figura 4.1: Fotografie degli Induttori: (a) Superiore, Laterale ed (b) Inferiore.

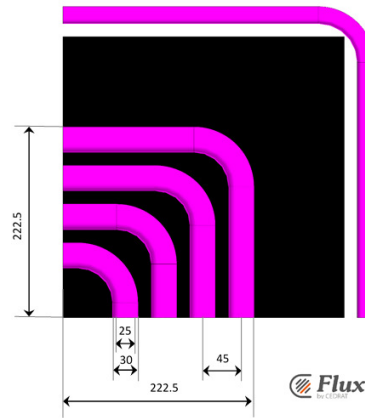
Al fine di ottenere un modello più snello, si sono adottate alcune semplificazioni dal punto di vista geometrico. Un notevole risparmio del tempo computazionale si ottiene sfruttando al massimo le simmetrie del problema, in modo da ridurre il numero di incognite totale.

4.2.1 Induttore superiore

Si è dovuta sostituire la geometria originale dei pancake, abbandonando la conformazione a spirale a “base quadrata” per una configurazione concentrica ideale. Si riporta la geometria dell'induttore superiore con disegno tecnico di costruzione, **Fig: 4.2(a)** in confronto a quello implementato in Flux **Fig: 4.2(b)**. Le dimensioni della geometria implementata nel modello di calcolo sono riportate nella **Tab: 4.1**.



(a)



(b)

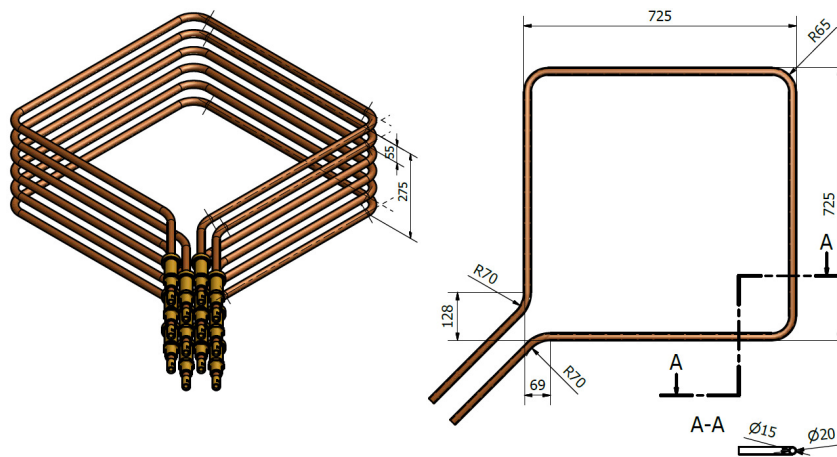
Figura 4.2: Geometria dell'induttore Superiore: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.

Nome Variabile	Dimensione
Semi-larghezza massima	222.5 [mm]
Passo spira	45 [mm]
Raggio di rotazione spira esterno	70 [mm]
Raggio di rotazione spira interno	40 [mm]
Diametro sezione spira esterno	\varnothing 30 [mm]
Diametro sezione spira interno	\varnothing 25 [mm]
Spessore rame	2.5 [mm]
Numero di spire	4

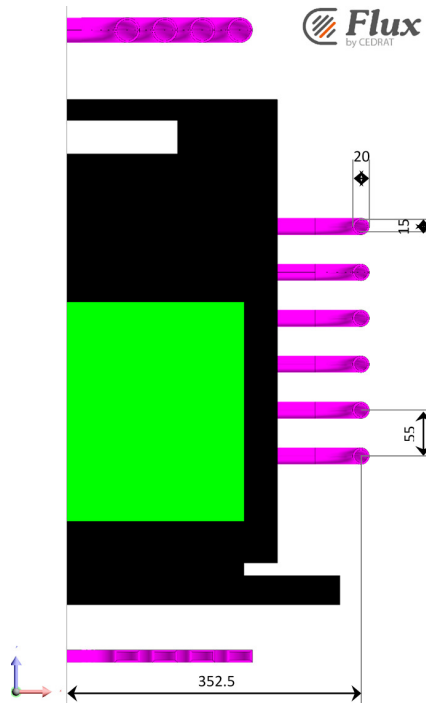
Tabella 4.1: Dimensioni Induttore Superiore.

4.2.2 Induttore Laterale

L'imposizione della simmetria implica l'esclusione dal calcolo dell'effetto delle code di collegamento elettrico, realizzate al di fuori della camera a vuoto. Si riporta la geometria dell'induttore laterale con disegno tecnico di costruzione, **Fig: 4.3(a)** in confronto a quello implementato in Flux, **Fig: 4.3(b)**. Le dimensioni della Geometria implementata nel modello di calcolo sono riportate nella **Tab: 4.2**.



(a)



(b)

Figura 4.3: Geometria dell'induttore Laterale: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.

Nome Variabile	Dimensione
Semi interasse	352.5 [mm]
Passo spira	55 [mm]
Raggio di rotazione spira esterno	65 [mm]
Raggio di rotazione spira interno	45 [mm]
Diametro sezione spira esterno	∅ 20 [mm]
Diametro sezione spira interno	∅ 15 [mm]
Spessore rame	2.5 [mm]
Numero di spire	6

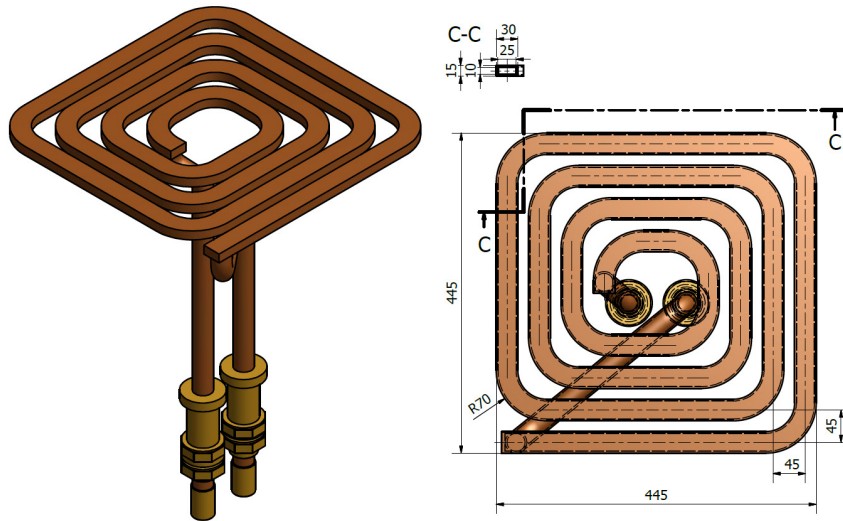
Tabella 4.2: Dimensioni Induttore Laterale.

4.2.3 Induttore Inferiore

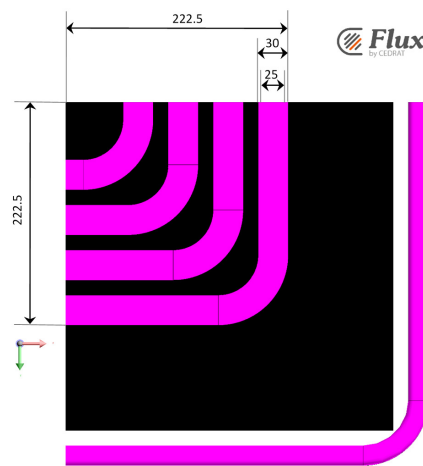
L'induttore inferiore ha ottenuto la stessa trasformazione già descritta per l'induttore superiore. Confrontiamo la geometria CAD di progettazione con quella implementata al simulatore, **Fig: 4.4**. Si riportano le dimensioni geometriche in **Tab: 4.3**.

Nome Variabile	Dimensione
Semi-larghezza massima	222.5 [mm]
Passo spira	45 [mm]
Raggio di rotazione spira esterno	70 [mm]
Raggio di rotazione spira interno	40 [mm]
Base sezione spira esterno	∅ 30 [mm]
Base sezione spira interno	∅ 25 [mm]
Altezza sezione spira esterno	∅ 15 [mm]
Altezza sezione spira interno	∅ 10 [mm]
Spessore rame	2.5 [mm]
Numero di spire	4

Tabella 4.3: Dimensioni Induttore Inferiore.



(a)



(b)

Figura 4.4: Geometria dell'induttore Inferiore: (a) progetto CAD, (b) geometria implementata nel simulatore.

4.2.4 Distanza induttore carico

Le distanze tra induttori e suscettore indicate con le variabili: d_{Sup} , d_{Lat} e d_{Inf} sono state esaminate al fine di ottenere un'indicazione sui valori ottimali. I valori attuali sono riportati in **Tab: 4.4** e raffigurati in **Fig: 4.5**.

L'investigazione è stata eseguita in un intorno del valore attuale: precisamente, in un intorno di ± 10 mm dal valore attuale a step di 5 mm.

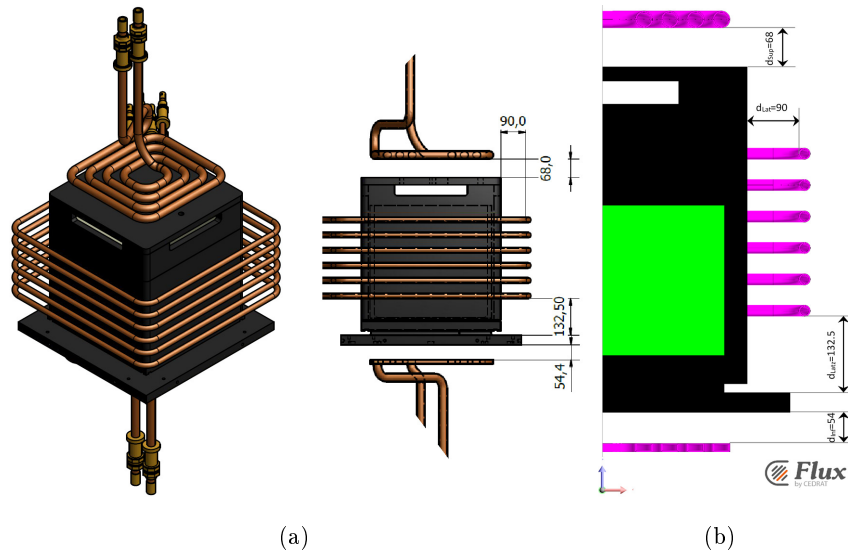


Figura 4.5: Distanze tra induttori e suscettori: (a) progetto CAD, (b) modello numerico.

Nome Variabile	Dimensione	Dimensioni investigate
d_{Sup}	68 [mm]	58-63-68-73-78 [mm]
d_{Lat}	90 [mm]	80-85-90-95-100 [mm]
d_{Inf}	54 [mm]	44-49-54-59-64 [mm]

Tabella 4.4: Distanze tra induttori e suscettori.

4.2.5 Carico

Lo studio ha riguardato due configurazioni, la prima di queste ha approssimato il Silicio come un isolante elettrico ideale. Questa configurazione si associa allo stato di pre-fusione, difatti il Silicio solido non risulta essere un buon conduttore elettrico ed inoltre la forma in chunk impedisce la continuità elettrica.

La seconda configurazione, invece, si associa allo stato del Silicio liquido, ove la conducibilità elettrica aumenta di circa 3 ordini di grandezza ed inoltre la presenza

di eventuali dopanti può ulteriormente modificare le proprietà elettriche di base del materiale. Le forze di Lorentz calcolate riguarderanno quest'ultima configurazione, d'altronde un materiale privo di conducibilità elettrica non può sperimentare tale forza.

Entrambe le configurazioni prevedono la presenza del box in grafite isostatica, la conducibilità elettrica permette il riscaldamento attraverso l'effetto joule delle correnti indotte sulla grafite stessa. All'inizio essa consente il riscaldamento del sistema con un buon rendimento, ovvero quando il Silicio non offre un'adeguata conducibilità elettrica; dopo la fusione, essa esercita un effetto schermante (*shield effect*) per la penetrazione del campo magnetico nel Silicio.

La geometria del box di grafite isostatica è raffigurata in **Fig: 4.6**. La geometria simulata rappresenta una semplificazione di quella reale, sono stati esclusi alcuni raccordi, i fori di fissaggio per isolanti e altri elementi. Le dimensioni principali sono riportate in **Tab: 4.5**.

Le dimensioni del bagno di Silicio dipendono dal quantitativo di chunk caricato, i calcoli sono stati eseguiti con il carico massimo di 120 kg. Considerando la densità di Silicio liquido di 2530 kg/m^3 e base quadrata del crogiolo con lato interno pari a 425 mm, si ottiene un'altezza massima di 262.6 mm rialzato dalla grafite dello spessore del crogiolo di quarzo, ovvero di 15 mm.

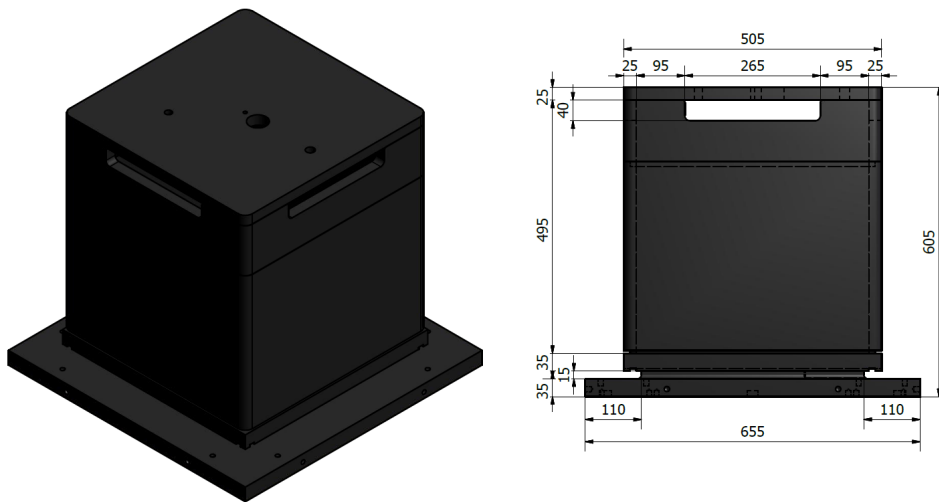


Figura 4.6: Geometria grafite isostatica.

4.2.6 Isolanti termici

Al fine di aumentare il rendimento termico del processo sono stati interposti degli isolanti termici tra induttore e carico. La scelta dell'isolante è ricaduta in pannelli rigidi realizzati dalla sinterizzazione blanda di fibra corta di grafite. Lo spessore

Nome Varibile	Dimensione
Lato maggiore DS Block	655 [mm]
Lato minore DS Block	435 [mm]
Altezza totale	605 [mm]
Altezza DS Block	35+15 [mm]
Altezza elemento inferiore	35 [mm]
Spessore suscettore laterale	25 [mm]
Spessore suscettore superiore	25 [mm]
Lato suscettore superiore	505 [mm]
Larghezza di uscita argon	265 [mm]
Altezza di uscita argon	40 [mm]

Tabella 4.5: Distanze caratteristiche del box di grafite isostatica.

standard commerciale di questi pannelli è di 60 mm, spessori maggiori sono realizzati sommando più elementi standard o con richiesta di realizzazione custom al produttore (con relativo aggravio dei costi).

La distanza tra induttore e suscettore superiore permetteva l’inserimento di un unico pannello dello spessore standard massimo con spazi di rispetto millimetrici.

Lateralmente invece lo spazio di 90 mm è stato suddiviso in 3 parti: una prima parte, di 15 mm, di separazione tra isolante e parete di grafite isostatica è stata dedicata alla creazione di una facile fuoriuscita dell’argon continuamente immesso nella hot zone; la seconda parte, di 60 mm, riguarda lo spessore stesso dell’isolante; infine uno spazio di rispetto tra induttore e isolante, di circa 15 mm. La dimensione di rispetto sembra notevole, circa 15 mm di gioco tra induttore e carico; nella realtà tolleranze costruttive e problematicità di montaggio dell’induttore laterale hanno portato a ritenere che 15 mm sia la dimensione di rispetto minima per il montaggio.

Un elemento a L segue la forma laterale alla base del box al fine di limitare la dispersione di calore laterale. Altri elementi di isolamento sono stati posti al di sotto del box in modo periferico, mentre nell’area di proiezione dell’induttore inferiore sono state scelte due tipologie di isolamento già descritte nella **Sez: 3.2.4**.

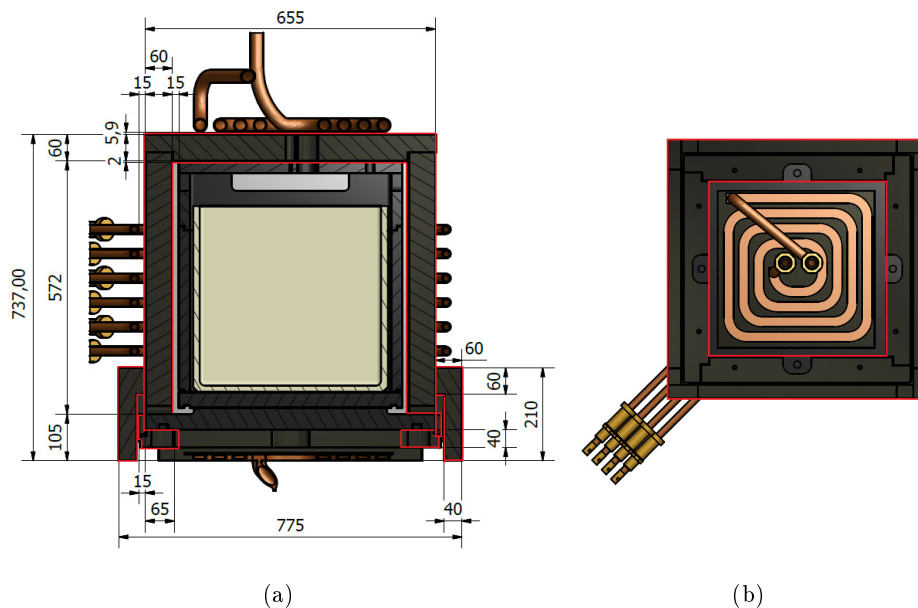


Figura 4.7: Dimensioni isolanti: (a) sezione laterale, (b) vista dal basso della parte inferiore.

4.3 Proprietà dei materiali

4.3.1 Silicio

Proprietà fisica	Simbolo	Valore
Densità della fase liquida alla T_M	ρ_L	2330 [kg/m ³]
Densità della fase solida	ρ_S	2530 [kg/m ³]
Coeff. di espansione volumetrico della fase liquida	β_L	$1.44 \cdot 10^{-4}$ [K ⁻¹]
Conducibilità termica della fase liquida	K_L	60.5 [W/(K·m)]
Emissività del Silicio della fase liquida	ε_L	0.3
Viscosità dinamica	η_{Si}	$7.56 \cdot 10^{-4}$ [Pa·s]
Conducibilità elettrica della fase liquida	σ_L	$1.43 \cdot 10^6$ [S/m]
Conducibilità elettrica della fase solida	σ_S	- [S/m]
Tensione superficiale	γ_{Si}	$-4 \cdot 10^{-4}$ [N/(K·m)]
Temperatura di fusione	T_M	1685 [K]

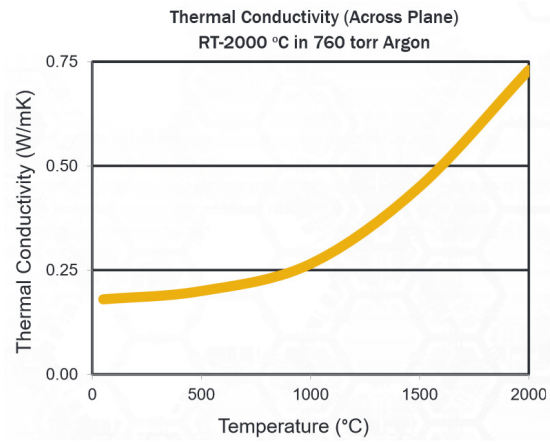
Tabella 4.6: Proprietà del Silicio.

4.3.2 Altri

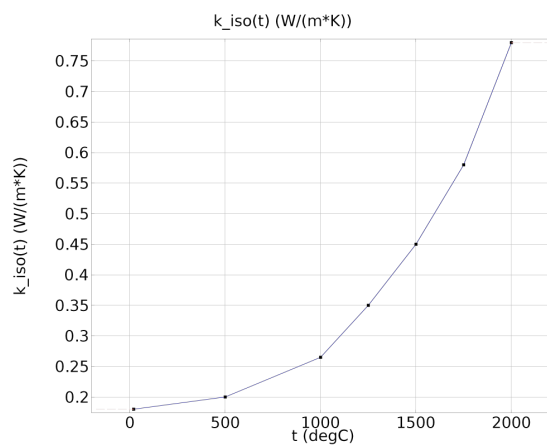
Proprietà fisica	Simbolo	Valore
Rame		
Conducibilità elettrica	σ_{Cu}	$5 \cdot 10^7$ [S/m]
Quarzo		
Densità	ρ_{SiO}	1925 [kg/m ³]
Conducibilità termica	K_{SiO}	2 [W/(K·m)]
Grafite isostatica		
Densità	ρ_C	2262 [kg/m ³]
Conducibilità termica	K_C	40 [W/(K·m)]
Emissività	ε_C	0.9
Conducibilità elettrica	σ_C	$8.65 \cdot 10^4$ [S/m]
Proprietà fisica	Simbolo	Valore
Isolante in feltro rigido in grafite		
Densità	ρ_{Cisol}	180 [kg/m ³]
Conducibilità termica	K_{Cisol}	0.18 [W/(K·m)] @ 20[°C]
		0.2 [W/(K·m)] @ 500[°C]
		0.265 [W/(K·m)] @ 1000[°C]
		0.35 [W/(K·m)] @ 1250[°C]
		0.45 [W/(K·m)] @ 1500[°C]
		0.58 [W/(K·m)] @ 1750[°C]
		0.78 [W/(K·m)] @ 2000[°C]
Emissività superficie con coating	ε_{isol_c}	0.85
Emissività superficie senza coating	ε_{isol}	0.9
Conducibilità elettrica	σ_C	- [S/m]

Tabella 4.7: Proprietà degli altri materiali.

La conducibilità termica dell'isolante rigido in fibra di grafite è stata implementata con una funzione interpolante lineare tra i punti riportati in **Tab: 4.7**, plottata in **Fig: 4.8** (b).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.8: Conducibilità termica dell'isolante rigido in fibra di grafite: (a) datasheet fornitore GrafTech, (b) curva implementata al calcolatore, (c) aspetto del componente isolante in grafite.

Risultati numerici

5.1 Risultati simulazioni elettromagnetiche

5.1.1 Induttore Superiore

Si è investigato il comportamento dell'induttore superiore con un'analisi numerica multi-parametrica, variando la distanza del carico (in un intorno del valore attuale pari a 68 mm) e la frequenza di lavoro del sistema (entro i limiti del convertitore installato 1-10 kHz). L'analisi è stata ripetuta nell'ipotesi di carico non fuso, ovvero con conducibilità elettrica nulla, e successivamente nell'ipotesi di presenza di Silicio allo stato liquido con la conducibilità elettrica riportata nella **Tab. 4.7**: definiamo rispettivamente le configurazioni a "freddo" ed a "caldo".

Lo studio è stato condotto al fine di ottenere il valore di efficienza del sistema induttore-carico, ovvero il rapporto tra la potenza termica entrante nel carico e la potenza dell'intero sistema carico-induttore. Questo termine di efficienza non deve essere confuso con l'efficienza del riscaldamento ad induzione, difatti quest'ultimo deve comprendere le perdite dovute all'effetto joule delle correnti di risonanza induttore-condensatori e l'efficienza del convertitore.

		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d _{s,up} [mm]	58	83.83%	84.17%	84.02%	83.68%	83.28%	82.52%	81.91%
	63	82.38%	82.70%	82.51%	82.12%	81.68%	80.83%	80.17%
	68	80.92%	81.23%	81.01%	80.57%	80.08%	79.16%	78.44%
	73	79.33%	79.63%	79.37%	78.89%	78.36%	77.38%	76.61%
	78	77.88%	78.17%	77.87%	77.36%	76.79%	75.74%	74.93%

Tabella 5.1: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a "freddo".

Risultati numerici

		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d_{sup} [mm]	58	83.81%	84.18%	84.03%	83.69%	83.29%	82.53%	81.92%
	63	82.36%	82.71%	82.52%	82.13%	81.69%	80.84%	80.18%
	68	80.91%	81.24%	81.02%	80.58%	80.09%	79.17%	78.46%
	73	79.31%	79.63%	79.38%	78.90%	78.37%	77.39%	76.63%
	78	77.87%	78.18%	77.89%	77.38%	76.81%	75.76%	74.94%

Tabella 5.2: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a “caldo”.

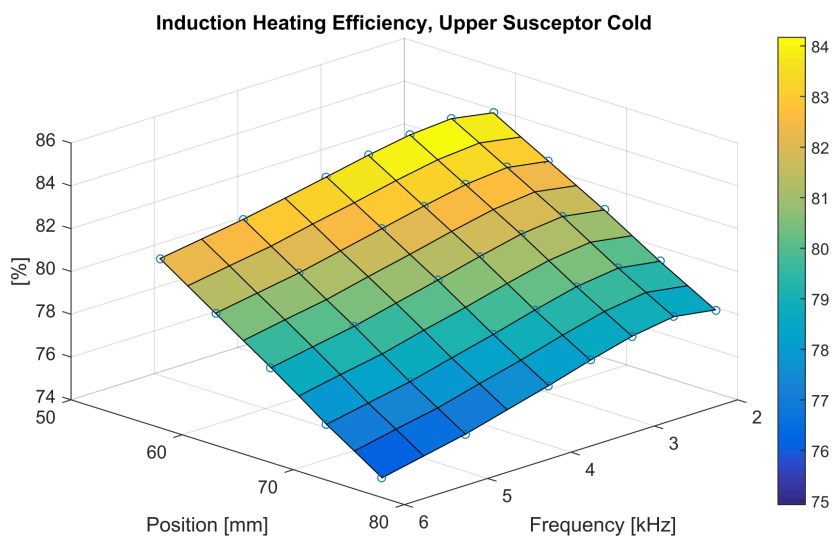


Figura 5.1: Plot: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a “freddo”.

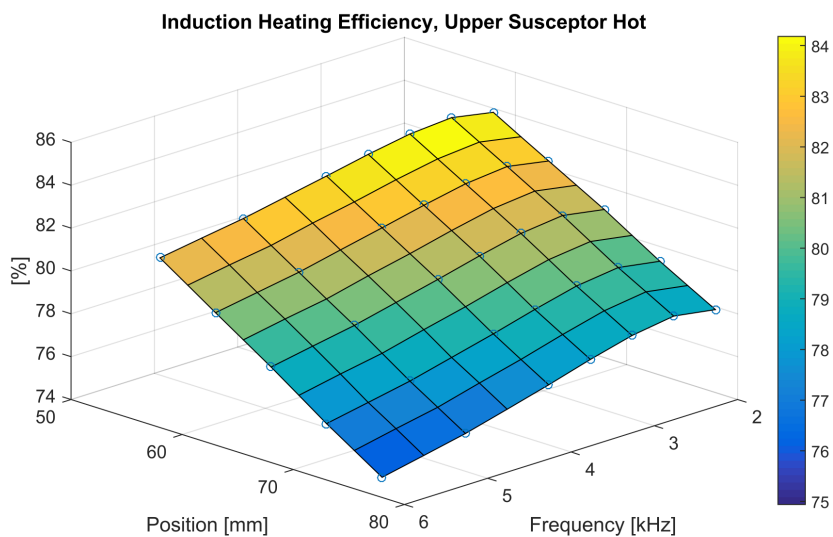


Figura 5.2: Plot: Efficienza carico-induttore superiore, configurazione a “caldo”.



Figura 5.3: Elemento del banco condensatori induttore superiore.

Capacità installata [μF]				
	85	170	255	340
f_0	10 kHz	7.07 kHz	5.77 kHz	5 kHz

Tabella 5.3: Frequenza di risonanza, nelle ipotesi di L media.

Naturalmente più l'induttore è prossimo al carico maggiore è l'efficienza di trasferimento della potenza riscaldante. Si vogliono, invece, evidenziare due aspetti: il picco di efficienza presente in un intorno di 2.5 kHz e la quasi invarianza tra le due configurazioni prese in considerazione.

Questo significa che, per le frequenze e le geometrie studiate, il campo magnetico generato dall'induttore superiore è quasi totalmente schermato dalla grafite la quale gli impedisce di penetrare nel Silicio.

È stato possibile inoltre estrarre dal modello i valori di Energia Magnetica, E_M , utili al fine di calcolare l'Induttanza, L , dell'induttore superiore. Il valore dell'Energia Magnetica, applicando una corrente di 1 RMS, varia dal valore minimo di $3.436 \cdot 10^{-7}$ J (corrispondente alla configurazione 58 mm, 6 kHz ed a "freddo") fino al valore massimo di $4.015 \cdot 10^{-7}$ J (corrispondente alla configurazione 78 mm, 2 kHz ed a "caldo").

Con il valore di Induttanza e di Capacità installata del circuito RLC in parallelo è possibile predire, con buona approssimazione, la frequenza di lavoro del convertitore superiore, che si avvicinerà a quella di risonanza, f_0 , calcolabile dalla relazione:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (5.1)$$

Il banco condensatori è composto da 4 elementi posti in parallelo, ciascuno con una Capacità di $85 \mu F \pm 10\%$, **Fig: 5.3**. Possiamo dunque calcolare la frequenza di risonanza in base ai 4 steps di Capacità installabile: ipotizzando un'Induttanza media di $3.725 \cdot 10^{-1} \mu H$, i valori di frequenza sono riportati in **Tab: 5.3**.

Risultati numerici

Si vede come la capacità installata sia insufficiente per permettere al sistema di lavorare in un intorno di 2.5 kHz: servirebbero altri 14 elementi con pari caratteristiche a quelli attuali.

Tale configurazione apparentemente inefficiente permette un buon adattamento carico-convertitore: difatti, la stima della potenza estraibile dal convertitore superiore, nella configurazione di stesura del lavoro con una frequenza di 5 kHz, risulta essere di circa 50 kW. Un risultato migliore potrebbe essere ottenuto utilizzando un adattatore di carico, al fine di incrementare la tensione di uscita dal convertitore diminuendone la corrente, od equivalentemente incrementando l'impedenza vista dal convertitore superiore ed allo stesso tempo accordarlo alla frequenza di lavoro in un intorno di quella di massima efficienza.

Vengono riportate in **Fig. 5.4** alcune immagini della distribuzione di potenza sul carico a parità di corrente ($1 A_{RMS}$), al variare della frequenza, alla distanza attuale a “freddo”, ovvero $d_{SUP}=68$ mm (non si riporta la distribuzione a “caldo”, in quanto molto simile).

Al diminuire della frequenza, migliora l'omogeneità della densità di potenza tra-

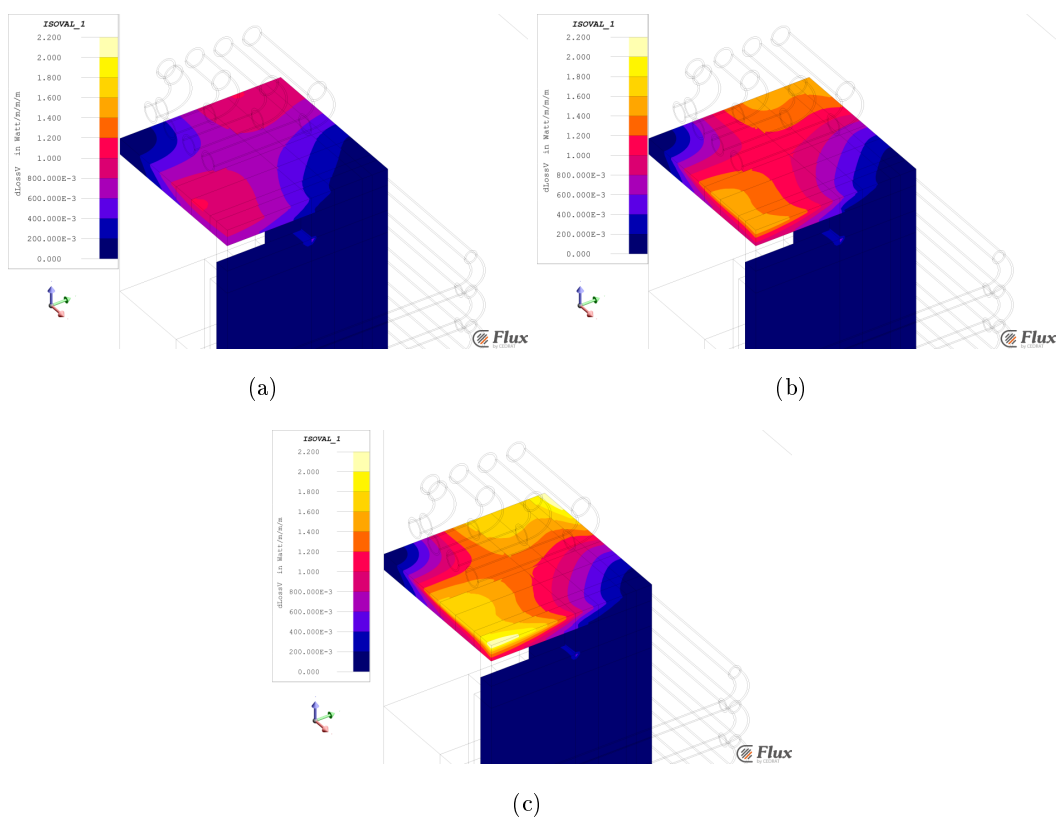


Figura 5.4: Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: $1 A_{RMS}$ circolante induttore superiore, $d_{SUP}=68$ mm e configurazione a “freddo”.

		Potenza [mW]						
		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d _{Sup} [mm]	58	5.053	5.689	6.183	6.584	6.922	7.483	7.956
	63	4.673	5.250	5.701	6.068	6.379	6.897	7.335
	68	4.348	4.879	5.295	5.636	5.926	6.410	6.822
	73	4.035	4.523	4.908	5.225	5.496	5.951	6.338
	78	3.800	4.257	4.619	4.919	5.176	5.609	5.977

Tabella 5.4: Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: 1 A_{RMS}

sferita all’interno della grafite. Una migliore omogeneità di riscaldamento riduce il rischio di rottura dei suscettori, dovuta a fenomeni di stress termico e di fatica termica; altresì, a parità di rischio, conferisce di poter depositare maggiore potenza ovvero ottenere un maggior heating rate.

Sempre al diminuire della frequenza, a parità di corrente circolante dell’induttore, la potenza depositata nel carico diminuisce: si riporta in **Tab: 5.4** il valore dell’integrale volumetrico della densità di potenza del carico, a 1 A_{RMS}, a “freddo”.

5.1.2 Induttore Laterale

In modo simile all'induttore superiore, anche per l'induttore laterale è stata eseguita un'analisi multi-parametrica in funzione delle variabili frequenza e distanza induttore-carico, in un intorno della configurazione di costruzione (d_{Lat}). Si ricordi che, al contrario dei due induttori a pancake (superiore ed inferiore), lo spostamento non può essere fatto se non con la sostituzione dell'induttore stesso.

Si riportano i valori di efficienza del sistema induttore-carico per la configurazione a "freddo" ed a "caldo", rispettivamente in **Tab: 5.5** ed in **Tab: 5.6**.

Ovviamente l'efficienza di trasferimento maggiore, a parità di frequenza, si ottiene alla distanza minima tra induttore e carico. Il risultato più significativo è la variazione sensibile tra le due configurazioni a "caldo" ed a "freddo" e ciò significa la penetrazione del campo magnetico all'interno del Silicio, permettendo alla sua fase liquida di sperimentare il riscaldamento ad induzione e le forze di Lorentz. La variazione tra le due configurazioni diminuisce al crescere della frequenza, difatti lo shield effect delle grafiti risulterà maggiore.

		Frequenza [kHz]					
		2	3	4	4.5	5	6
d_{Lat} [mm]	80	92.10%	91.38%	90.54%	90.18%	89.86%	89.36%
	85	91.82%	91.08%	90.21%	89.84%	89.51%	89.00%
	90	91.54%	90.77%	89.88%	89.50%	89.16%	88.64%
	95	91.26%	90.47%	89.56%	89.17%	88.82%	88.29%
	100	90.97%	90.16%	89.23%	88.82%	88.47%	87.93%

Tabella 5.5: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a "freddo".

		Frequenza [kHz]					
		2	3	4	4.5	5	6
d_{Lat} [mm]	80	89.49%	90.05%	89.94%	89.84%	89.73%	89.52%
	85	89.16%	89.72%	89.60%	89.49%	89.37%	89.16%
	90	88.85%	89.40%	89.27%	89.15%	89.02%	88.80%
	95	88.53%	89.08%	88.94%	88.82%	88.69%	88.46%
	100	88.21%	88.76%	88.61%	88.48%	88.34%	88.11%

Tabella 5.6: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a "caldo".

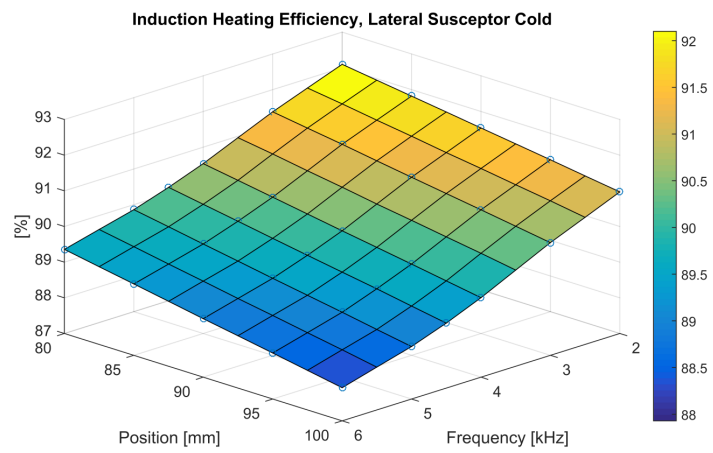


Figura 5.5: Plot: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a “freddo”.

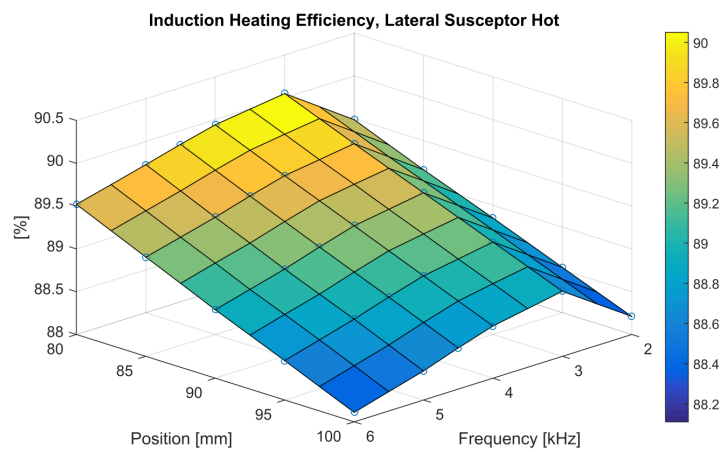


Figura 5.6: Plot: Efficienza carico-induttore laterale, configurazione a “caldo”.

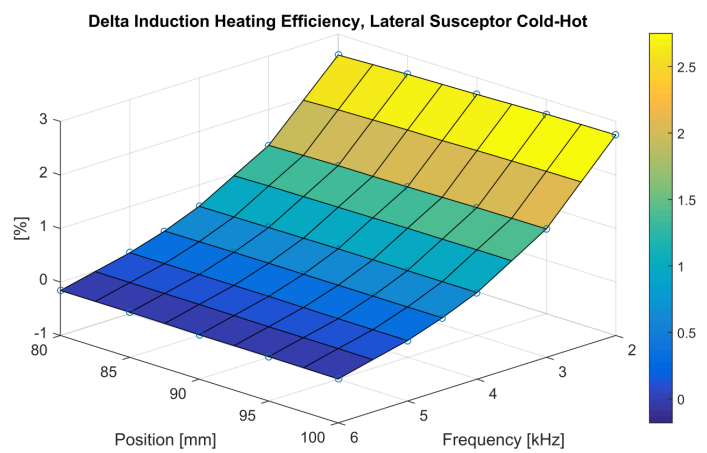


Figura 5.7: Delta efficienza carico-induttore laterale, configurazione a “freddo”-“caldo”.

Risultati numerici

		Potenza [mW]					
		Frequenza [kHz]					
		2	3	4	4.5	5	6
d_{Lat} [mm]	80	41.545	46.101	48.862	50.016	51.111	53.245
	85	40.477	44.905	47.601	48.731	49.803	51.892
	90	39.615	43.951	46.606	47.722	48.780	50.841
	95	38.671	42.905	45.511	46.607	47.648	49.675
	100	37.822	41.968	44.533	45.614	46.640	48.636

Tabella 5.7: Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: $1 A_{RMS}$

In **Tab: 5.7** si riporta il valore di potenza depositata nel carico, grafiti e Silicio, in configurazione a “freddo” per unità di corrente circolante nell’induttore multicoil laterale.

Considerando la Capacità, C , installata nel banco condensatori ($226\mu F \pm 10\%$) posto in parallelo all’induttore laterale, è possibile calcolare la frequenza di risonanza, pari a $f_0 = 2.15$ kHz, e quindi stimare quella di lavoro del convertitore. La frequenza di lavoro del convertitore laterale raggiungerà un buon compromesso in efficienza di trasferimento in entrambe le configurazioni a “freddo” ed a “caldo”.

Si riporta in **Fig: 5.9** la distribuzione della densità di potenza nell’ipotesi di $1 A_{RMS}$ circolante nell’induttore laterale nella configurazione a “freddo”, mentre in **Fig: 5.10** si evidenzia l’ipotesi della configurazione a “caldo”: entrambe fanno riferimento alla geometria attuale, ovvero a $d_{Lat} = 90$ mm.

La stima sulla potenza estraibile dal convertitore laterale alla frequenza di lavoro di circa 2.15 kHz è di circa 35 kW, prima di arrivare al limite di tensione massimo di uscita del convertitore. Potrebbe essere necessaria una maggior potenza per incrementare il Temperature rate, alla luce delle prime valutazioni dopo test sperimentali:

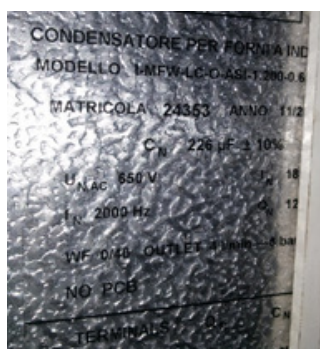


Figura 5.8: Elemento del banco condensatori induttore laterale.

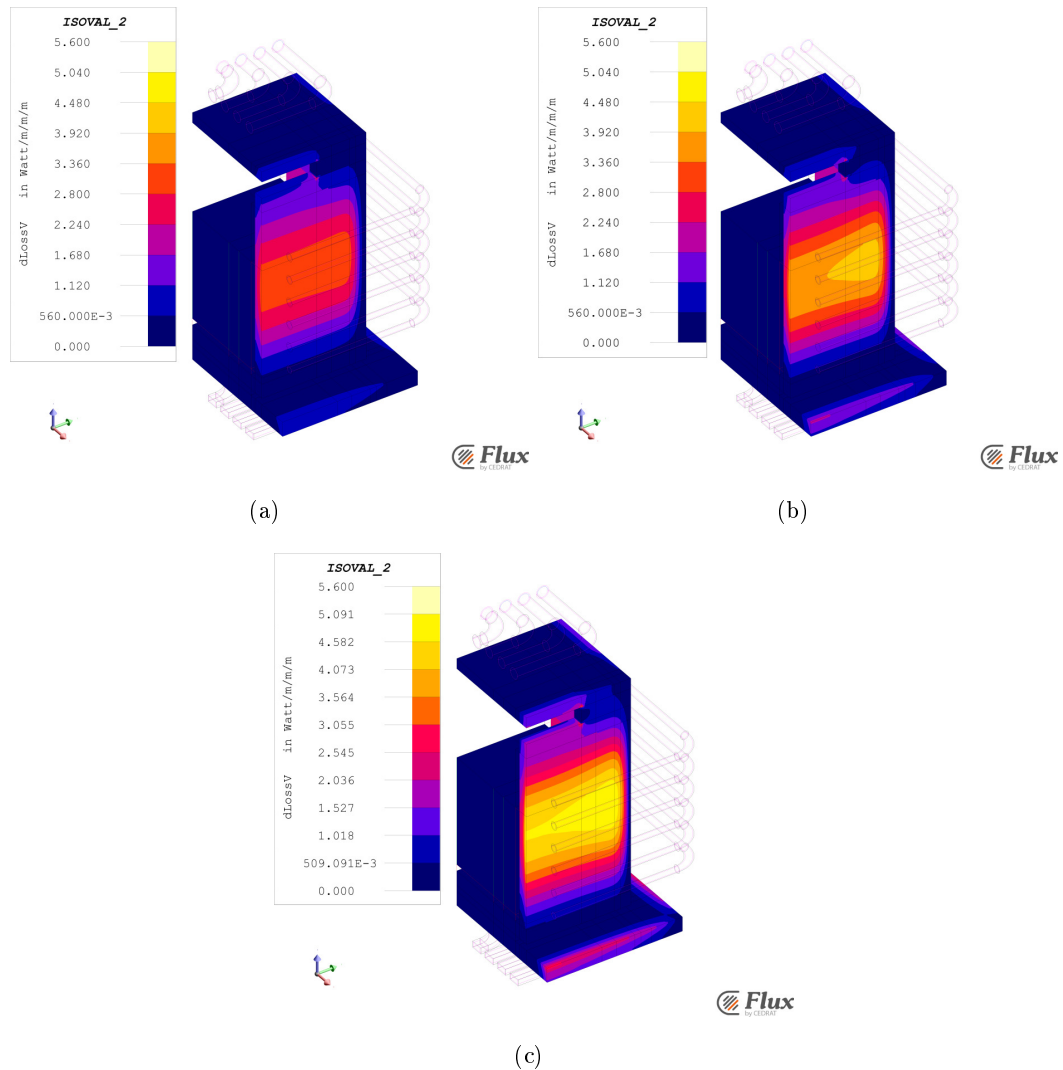


Figura 5.9: Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: 1 A_{RMS} circolante induttore laterale, $d_{Lat}=90$ mm e configurazione a “freddo”.

si consiglia l'applicazione di un adattatore di carico. L'aumento della frequenza di lavoro, incrementando la Capacità totale del banco condensatori, porterebbe a un decremento della potenza estraibile e potrebbe essere utile al fine di ridurre il rapporto tra forze di Lorentz nel Silicio e potenza termica immessa nel sistema, come vedremo nei prossimi paragrafi.

Si riporta in **Fig: 5.11** la distribuzione della componente costante della forza di Lorentz per unità di area, al variare della frequenza con la geometria di costruzione.

Si riportano alcuni indici definiti per comprendere meglio il rapporto tra forze volumetriche immesse nel sistema e potenza trasmessa. Il primo indice è il rapporto tra la media integrale, calcolata sul volume di Silicio, del modulo della componente costante della forza di Lorentz e la potenza trasmessa al carico (Silicio e grafiti),

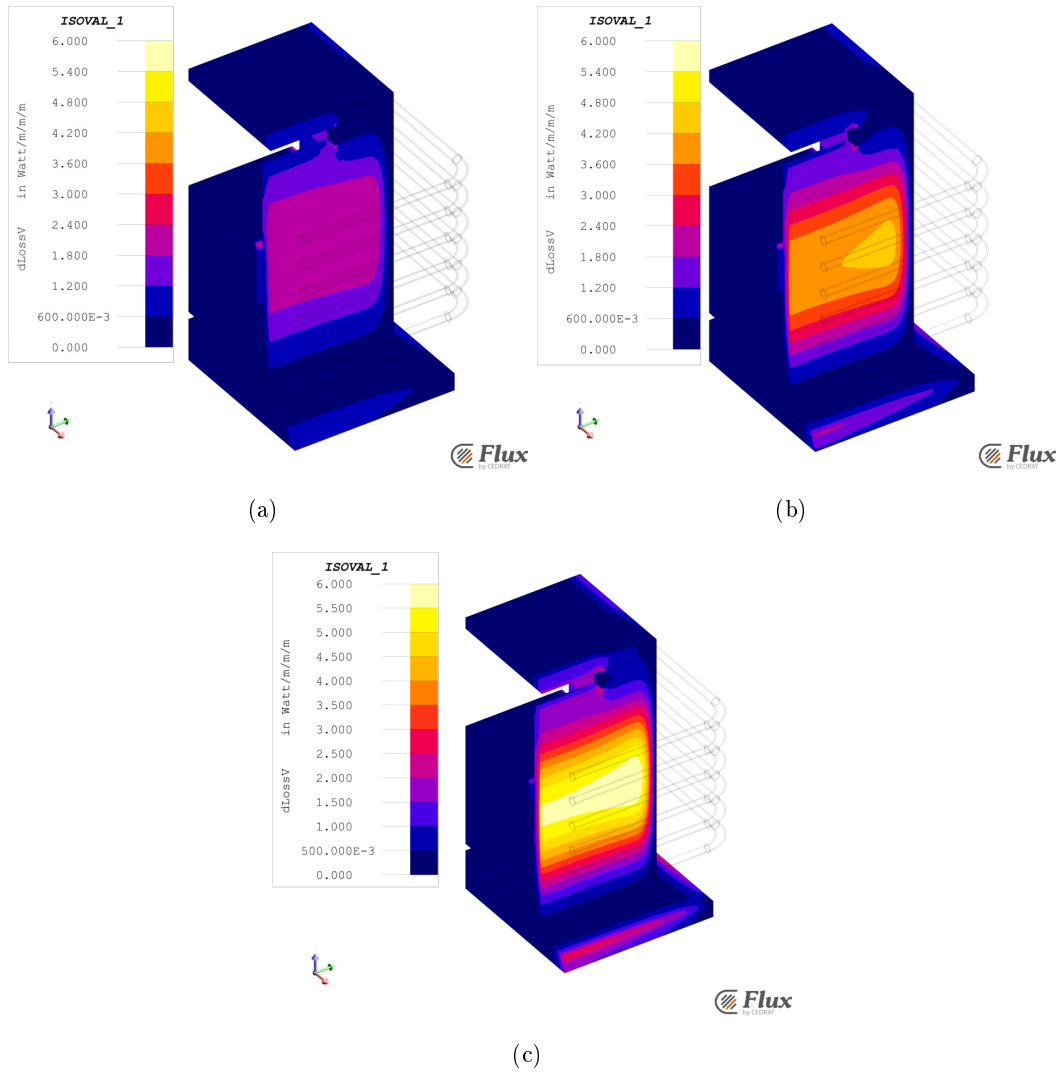


Figura 5.10: Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz.
Ipotesi: 1 A_{RMS} circolante induttore laterale, d_{sup}=90 mm e configurazione a “caldo”.

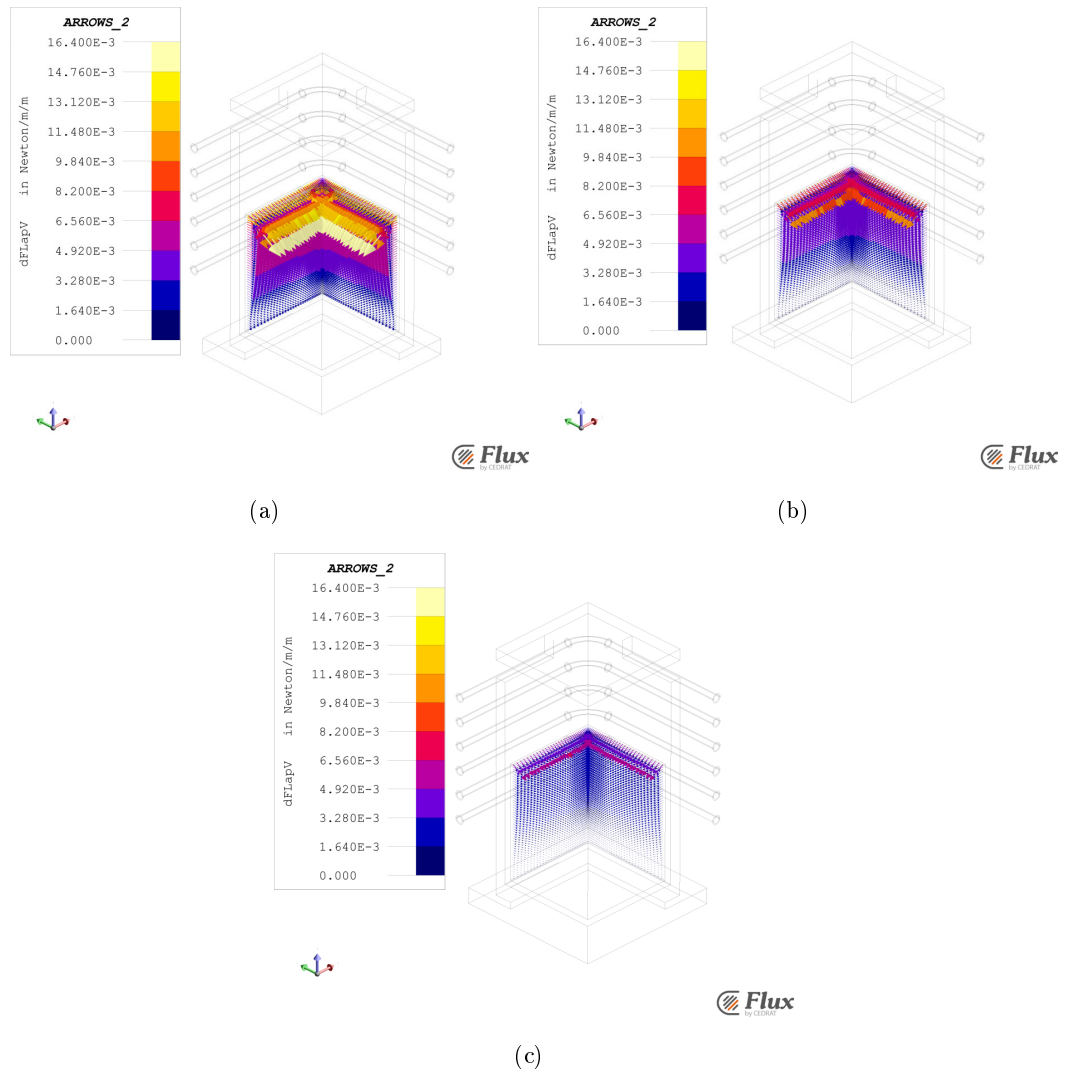


Figura 5.11: Distribuzione della componente costante della forza di Lorentz: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz. Ipotesi: 1 A_{RMS} circolante induttore laterale, $d_{sup}=90$ mm e configurazione a “caldo”.

Risultati numerici

Eq: 5.2. Questo indice che, fornisce un'informazione sul rapporto tra forza e potenza termica immessa nel sistema dall'induttore laterale, viene riportato in **Tab: 5.8** e plottato in **Fig: 5.12**.

$$FirstIndex = \frac{\frac{1}{V_{Si}} \int \|\vec{F}_{L-Kost}\| dV_{Si}}{\int p dV_{Si+graph}[kW]} \quad (5.2)$$

		First Index [N/(m ³ ·kW)]					
		Frequenza [kHz]					
		2	3	4	4.5	5	6
d _{Lat} [mm]	80	7.16	3.76	2.30	1.86	1.53	1.08
	85	7.08	3.72	2.34	1.74	1.42	1.03
	90	6.95	3.66	2.30	1.71	1.39	1.01
	95	6.85	3.61	2.27	1.68	1.37	0.99
	100	6.75	3.56	2.24	1.65	1.34	0.97

Tabella 5.8: First Index induttore laterale, configurazione a "caldo".

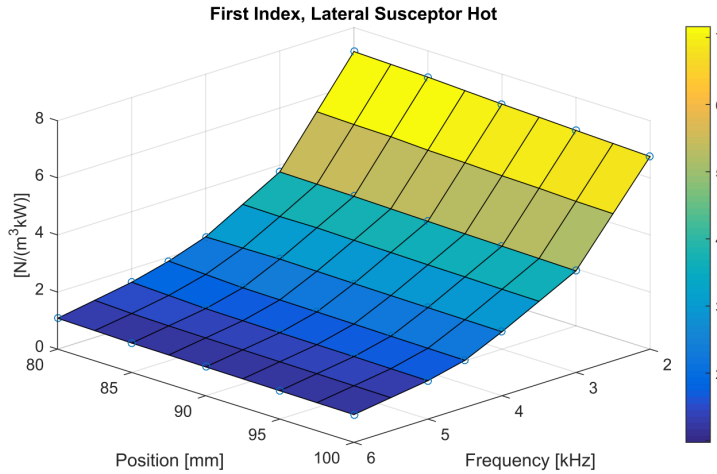


Figura 5.12: Plot First Index induttore laterale, configurazione a "caldo".

Un altro indice è il rapporto tra il valore massimo in modulo della componente costante della forza e la sua media integrale nel volume di Silicio, **Eq: 5.3**. Questo indice fornisce un'informazione sull'omogeneità del campo di forza generato dall'induttore laterale ed è riportato in **Tab: 5.9** e plottato in **Fig: 5.13**.

$$SecondIndex = \frac{Max[\vec{F}_{L-Kost}]V_{Si}}{\frac{1}{V_{Si}} \int \|\vec{F}_{L-Kost}\| dV_{Si}} \quad (5.3)$$

		Second Index [10^3]					
		Frequenza [kHz]					
		2	3	4	4.5	5	6
d _{Lat} [mm]	80	82.13	95.39	105.51	106.95	114.15	121.79
	85	80.96	93.79	103.37	107.53	111.40	119.20
	90	80.24	92.77	102.15	106.57	110.93	118.91
	95	80.31	92.86	102.23	106.30	110.08	117.18
	100	81.11	93.83	103.40	107.59	111.50	118.66

Tabella 5.9: Second Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.

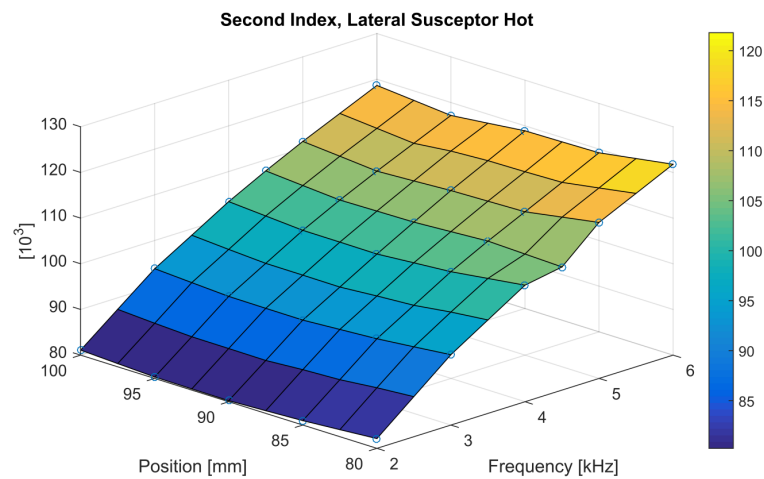


Figura 5.13: Plot Second Index induttore laterale, configurazione a “caldo”.

Si vuole concludere questa sottosezione facendo riferimento al lavoro di A. Doni [19], il quale riporta una valutazione di efficienza dell’induttore laterale in funzione della distanza verticale tra l’induttore ed il suscettore inferiore.

La valutazione eseguita ha consigliato all’autore di migliorare l’isolamento termico (per quanto possibile) della parte esposta del suscettore inferiore, rispetto alla proiezione verticale del box di grafite, non potendo intervenire sulla distanza verticale (132.5 mm) tra i due componenti precedentemente costruiti.

5.1.3 Induttore Inferiore

Si è investigato il comportamento dell'induttore a pancake inferiore, eseguendo un'analisi multi-parametrica in funzione della distanza induttore-carico (in un intorno del valore attuale pari a 54 mm) e della frequenza, ripetuta per le configurazioni sopra definite come a "freddo" ed a "caldo".

Si riportano in **Tab: 5.10** e **Tab: 5.11** i valori di efficienza del trasferimento di potenza del sistema induttore inferiore-carico, rispettivamente a "freddo" ed a "caldo". I valori riportati in tabella mostrano uno scarso divario tra le due configurazioni, indice che il campo magnetico per il range di frequenza e le geometrie investigate non penetra in modo sensibile all'interno della massa fusa di Silicio. Lo spessore del DS-Block in grafite, dimensionato per supportare le sollecitazioni meccaniche, a cui si va ad aggiungere lo spessore dell'elemento di base (sempre in grafite) comportano un elevato shield effect. Si riporta in **Fig: 5.15** la distribuzione della densità di potenza della sola configurazione a "freddo" (del tutto simile a quella a "caldo"), per 3 valori di frequenza differenti.

In **Tab: 5.12** si indica la potenza depositata nel carico, Grafite e Silicio, nella configurazione a "freddo" con corrente unitaria circolante nell'induttore inferiore.

		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d _{Inf} [mm]	44	81.72%	82.48%	82.98%	83.33%	83.60%	84.03%	84.38%
	49	80.06%	80.83%	81.33%	81.68%	81.96%	82.38%	82.74%
	54	78.48%	79.25%	79.75%	80.09%	80.36%	80.78%	81.14%
	59	76.53%	77.30%	77.80%	78.14%	78.40%	78.82%	79.18%
	64	74.83%	75.61%	76.09%	76.42%	76.67%	77.08%	77.44%

Tabella 5.10: Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a "freddo".

		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d _{Inf} [mm]	44	82.05%	82.66%	83.05%	83.34%	83.59%	84.01%	84.36%
	49	80.42%	81.02%	81.41%	81.70%	81.94%	82.36%	82.73%
	54	78.86%	79.46%	79.83%	80.11%	80.35%	80.76%	81.13%
	59	76.93%	77.52%	77.89%	78.16%	78.39%	78.80%	79.17%
	64	75.26%	75.84%	76.18%	76.44%	76.66%	77.06%	77.42%

Tabella 5.11: Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a "caldo".

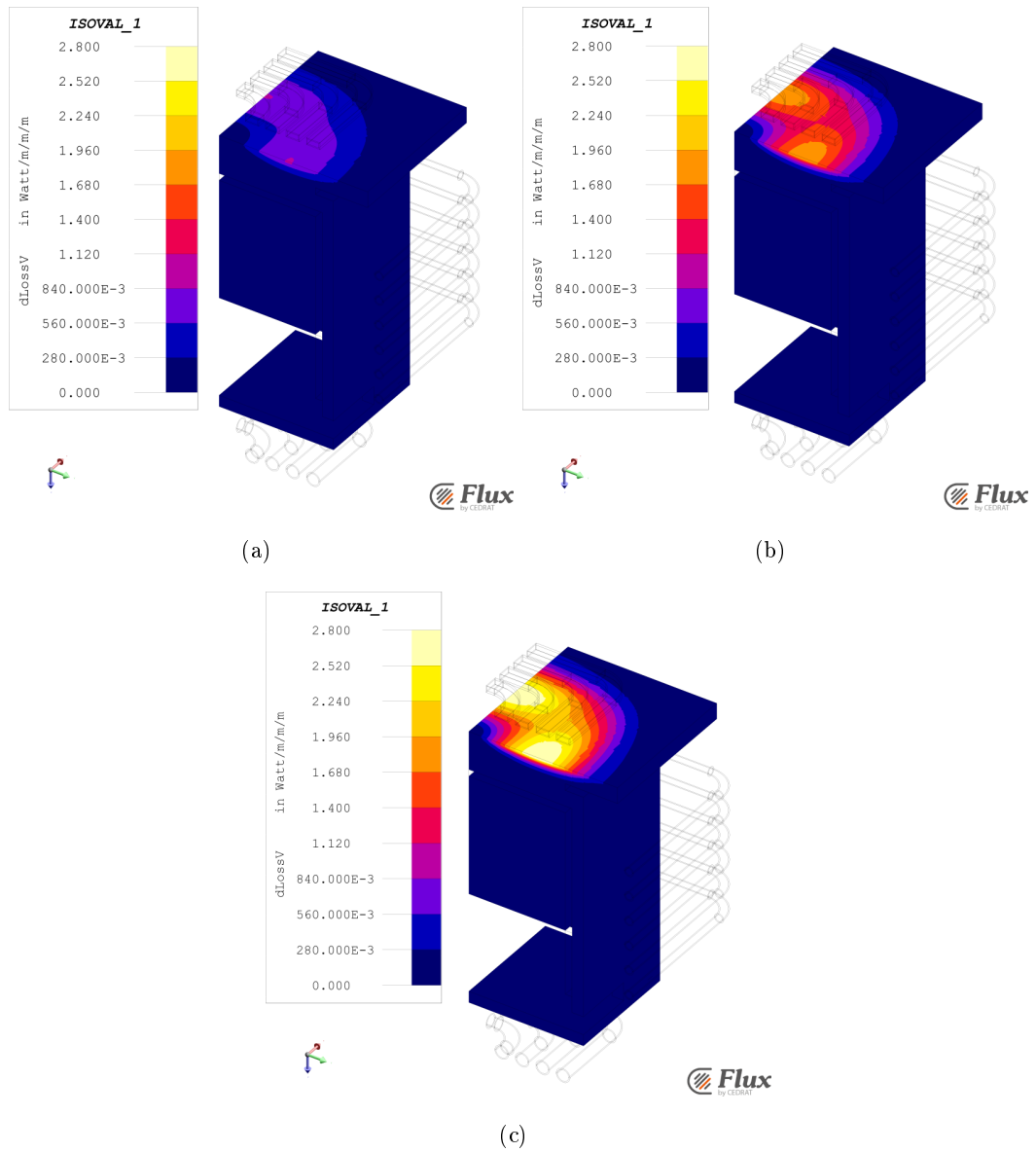


Figura 5.15: Distribuzione della densità di Potenza: (a) 2 kHz, (b) 4 kHz, (c) 6 kHz.
 Ipotesi: 1 A_{RMS} circolante induttore inferiore, $d_{Inf}=54$ mm e configurazione a “freddo”.

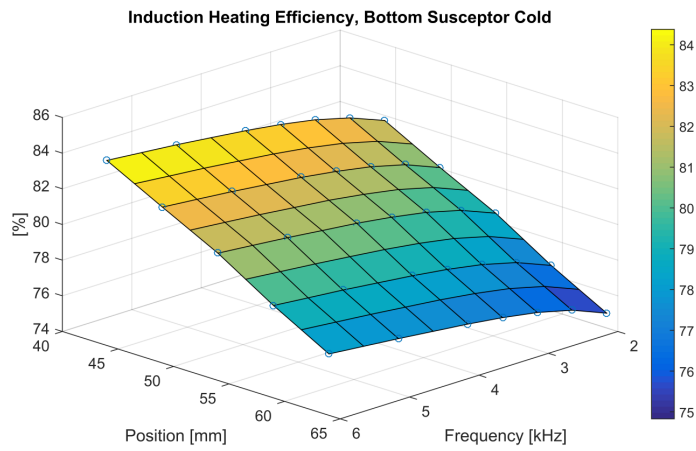


Figura 5.16: Plot Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “freddo”.

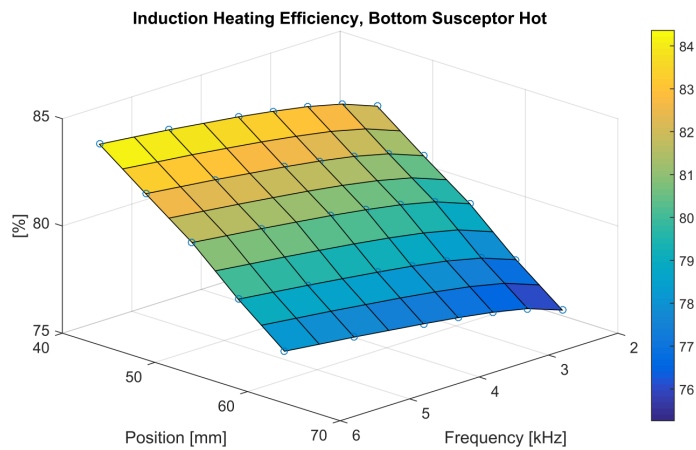


Figura 5.17: Plot Efficienza carico-induttore inferiore, configurazione a “caldo”.

		Potenza [mW]						
		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
d _{Inf} [mm]	44	4.040	4.705	5.318	5.885	6.411	7.369	8.234
	49	3.675	4.270	4.819	5.324	5.794	6.647	7.419
	54	3.373	3.912	4.406	4.862	5.285	6.053	6.748
	59	3.051	3.530	3.970	4.375	4.749	5.431	6.047
	64	2.808	3.243	3.642	4.009	4.348	4.963	5.521

Tabella 5.12: Potenza depositata nel carico, configurazione a “freddo”. Ipotesi: 1 A_{RMS}

		Capacità installata [μF]			
		85	170	255	340
f_0		10.15 kHz	7.15 kHz	5.8 kHz	5 kHz

Tabella 5.13: Frequenza di risonanza, nelle ipotesi di L media.

Si riportano in **Tab: 5.13** le stime della frequenza di risonanza considerando le possibili variazioni della Capacità, C , con gli elementi disponibili alla data di stesura. Il banco di condensatori, posto in parallelo all'induttore inferiore, è composto dallo stessa tipologia e dallo stesso numero (pari a 4) di condensatori usato per l'induttore inferiore ($85\mu F \pm 10\%$).

La potenza estraibile dal convertitore, alla frequenza di lavoro di 5 kHz ed alla distanza induttore-carico pari a $d_{Inf}=54$ mm, risulta essere di circa 52 kW raggiungendo il valore limite di corrente in output.

Questo tipo di analisi è stata eseguita per completezza: lo spostamento dell'induttore, al fine di ottenere il miglior compromesso tra efficienza termica e trasferimento di potenza, non è l'unico parametro da tenersi in considerazione, soprattutto in questa zona. I buoni risultati, in termini di microstruttura ottenuta con G5-*i*-DSS fornace, suggeriscono di non discostarsi molto da tale soluzione, la quale non si differenzia di tanto dalla seconda scelta progettuale di isolamento per la zona inferiore argomentata in **Sez: 3.2.4**.

Al fine di aumentare l'efficienza di trasferimento, senza alterare la configurazione di isolamento, sono state investigate alcune geometrie differenti di concentratori di flusso applicabili all'induttore inferiore. Le configurazioni studiate con concentratore sono "sottostante", "immerso" e "partizionato immerso": tali sono state confrontate con la configurazione priva di concentratore, tutte ad egual distanza dal carico e pari a quella di costruzione ($d_{Inf}=54$ mm). I risultati delle investigazioni sono riportati e descritti nella sezione sottostante, **Sez: 5.1.3.1**.

5.1.3.1 Applicazione dei Concentratori di Flusso

Innanzitutto, definiamo le configurazioni delle geometrie investigate applicando il concentratore di flusso:

- “**sottostante**”: si posiziona una lastra in contatto con la parte sottostante dell’induttore inferiore. Le dimensioni della lastra del concentratore di flusso sono $[470 \times 470 \times 12.7]$ mm³, **Fig: 5.18(a)**;
- “**immerso**”: viene impiegata la stessa lastra della configurazione “sottostante”, raddoppiata in altezza (25.4 mm) in modo che, incavando una sede per l’induttore, possa incastrarsi e formare una superficie unica sul livello superiore dell’induttore stesso, **Fig: 5.18(b)**;
- “**partizionato immerso**”: si ottiene incavando la sezione dell’induttore lungo 4 elementi di dimensioni standard $[222.2 \times 25.4 \times 25.4]$ mm³, al fine di realizzare gli elementi di connessione tra le mezzerie dei lati, e 4+4 elementi di dimensioni $[(222.2+50.8) \times 25.4 \times 25.4]$ mm³ che andranno a comporre le diagonali, **Fig: 5.18(c)**.

Tutte le configurazioni sono realizzabili: il costo di tali elementi è dato essenzialmente dalla quantità di concentratore installato, dato il suo elevato prezzo per unità di volume. Le lavorazioni meccaniche per ottenere gli incavi dai pezzi standard risultano quasi ininfluenti rispetto al costo del materiale di base nei formati standard. Si è considerata una permeabilità magnetica costante pari a $\mu_{Flu_{100}}=70$, un valore abbastanza cautelativo non conoscendo a priori l’intensità del campo magnetico e quindi il suo punto di lavoro lungo la curva μ - H , come riportato nel datasheet.

I valori risultanti di efficienza del trasferimento di potenza sono riportati in **Tab: 5.14**, nell’ipotesi di configurazione a “caldo”. L’utilizzo dei concentratori di flusso così fatti possono incrementare l’efficienza del trasferimento di potenza di un valore del 5÷6%.

La soluzione “partizionato immerso” utilizza un quantitativo minore di concentratore e con scarsa variazione di efficienza rispetto alla soluzione “immerso”: potrebbe risultare interessante e l’incremento di efficienza sarebbe tale da giustificarne i costi di installazione. Da considerare come la minore area esposta all’irraggiamento rappresenti una condizione di lavoro meno gravosa in termini di temperatura del concentratore, mentre la presenza di più elementi può costituire una maggiore complessità di fissaggio meccanico.

In **Fig: 5.21** si evidenzia la distribuzione di potenza nel particolare DS-Block ed elemento inferiore del box di grafite. Si espone uno zoom dell’intero modello, che comprende gli stessi elementi dei modelli precedenti.

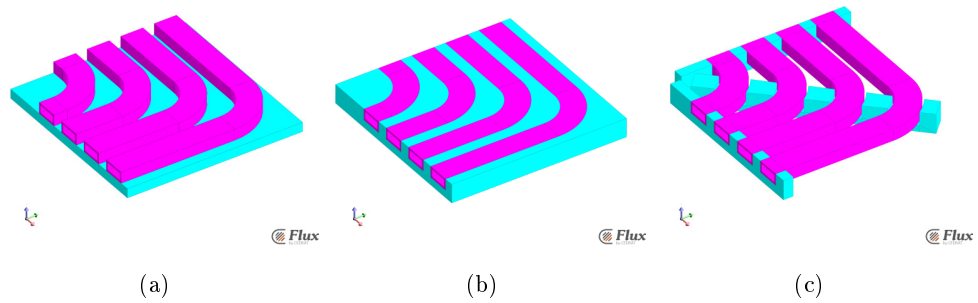


Figura 5.18: Geometrie con concentratore di flusso delle configurazioni: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”.

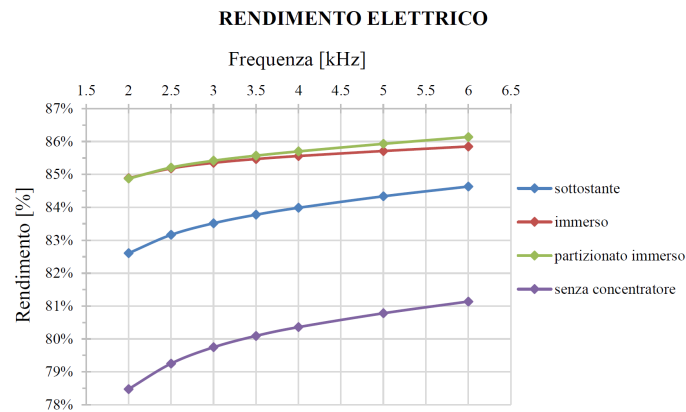


Figura 5.19: Plot: Efficienza carico-induttore inferiore con differenti geometrie di concentratore, configurazione a “caldo”.

		Frequenza [kHz]						
		2	2.5	3	3.5	4	5	6
Geometria	sottostante	82.61%	83.16%	83.52%	83.77%	83.99%	84.34%	84.63%
	immerso	84.89%	85.18%	85.35%	85.47%	85.56%	85.71%	85.85%
	part. imm.	84.87%	85.21%	85.42%	85.57%	85.70%	85.93%	86.14%
	a caldo	78.86%	79.46%	79.83%	80.11%	80.35%	80.76%	81.13%

Tabella 5.14: Efficienza carico-induttore inferiore con differenti geometrie di concentratore, configurazione a “caldo” e $d_{inf}=54$ mm.

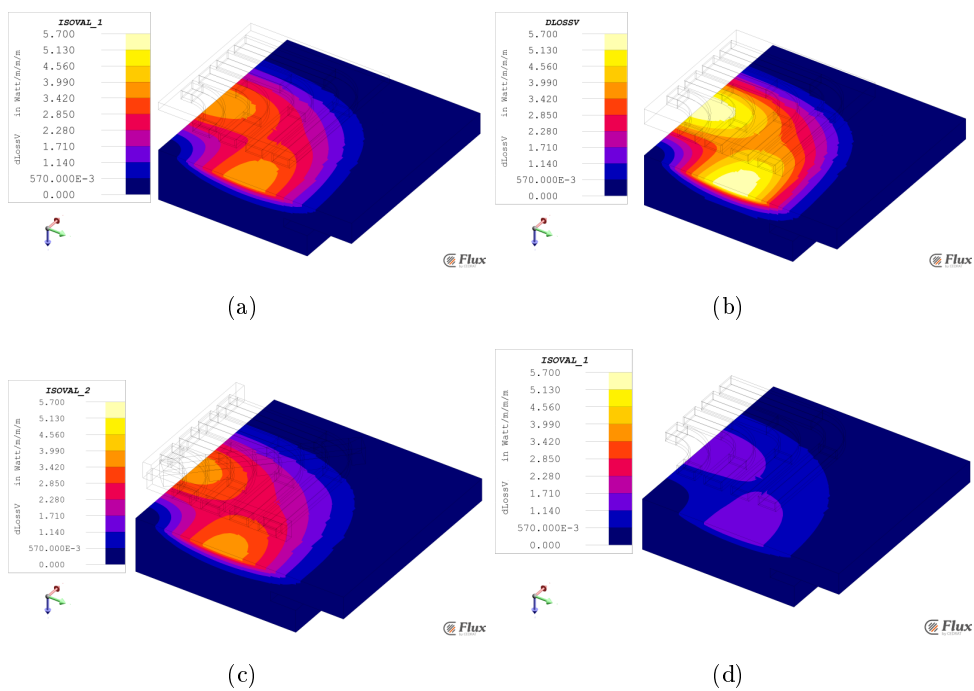


Figura 5.20: Distribuzione della densità di Potenza: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”, (d) senza concentratore. Ipotesi: corrente circolante induttore inferiore, $1 A_{RMS}$, configurazione “a caldo”, frequenza di lavoro pari a 4 kHz.

Figura 5.21: Distribuzione della densità di Potenza: (a) “sottostante”, (b) “immerso”, (c) “partizionato immerso”, (d) senza concentratore. Ipotesi: corrente circolante induttore inferiore, $1 A_{RMS}$, configurazione “a caldo”, frequenza di lavoro pari a 4 kHz.

5.1.3.2 Flange di protezione

L'induttore inferiore è stato esaminato in un secondo modello, al fine di capire l'influenza delle modifiche apportate alla camera d'acciaio. Le modifiche sono costituite da una doppia flangia concentrica, al cui interno viene custodito il passa parete in teflon per il traguardo in camera della connessione elettrica dell'induttore inferiore. Le flange sono state saldate alla camera.

L'analisi fatta è servita al fine di ottenere una valutazione sull'altezza possibile delle flange. Una maggiore altezza equivale ad una maggiore protezione, ma al contempo potrebbe interagire con il campo magnetico generato dall'induttore inferiore andando a diminuire l'efficienza del sistema medesimo e causando un riscaldamento indesiderato delle flange stesse.

Il modello comprende solamente l'induttore inferiore nella sua geometria tridimensionale reale, una soluzione stilizzata del DS-Block e la doppia flangia. Per quanto riguarda le proprietà dei materiali, esse risultano essere le stesse descritte precedentemente: ovviamente si introduce il valore di conducibilità elettrica dell'acciaio della camera a vuoto e la sua permeabilità magnetica, pari a $\sigma_{\text{STEEL}} = 1.35 \cdot 10^6 \text{ S/m}$ ed $\mu_{\text{STEEL}} = 1$.

In **Fig: 5.23** si riportano due immagini che illustrano la mappa di densità di potenza alla frequenza di 8 kHz, all'altezza delle flange pari a 190 mm.

L'analisi ha spaziato sia in un range di altezze della flangia, dal valore di 130 mm con step di 10 mm fino alla quota di 190 mm, sia in un range di frequenza, dal valore di 2 kHz fino a raggiungere il valore di 8 kHz a step di 1.5 kHz.

I valori del rapporto della potenza, depositata negli elementi in acciaio rispetto alla potenza dell'intero sistema, sono riportati in **Tab: 5.15**.

		Frequenza [kHz]				
		2	3.5	5	6.5	8
h _{Flangie} [mm]	130	1.75%	1.50%	1.35%	1.24%	1.16%
	140	1.95%	1.68%	1.51%	1.39%	1.30%
	150	2.22%	1.92%	1.72%	1.58%	1.48%
	160	2.58%	2.23%	2.00%	1.84%	1.72%
	170	2.92%	2.53%	2.27%	2.10%	1.97%
	180	3.40%	2.96%	2.66%	2.45%	2.30%
	190	3.96%	3.44%	3.09%	2.85%	2.68%

Tabella 5.15: Rapporto della Potenza trasferita alle flange rispetto a quella dell'intero sistema.

Risultati numerici

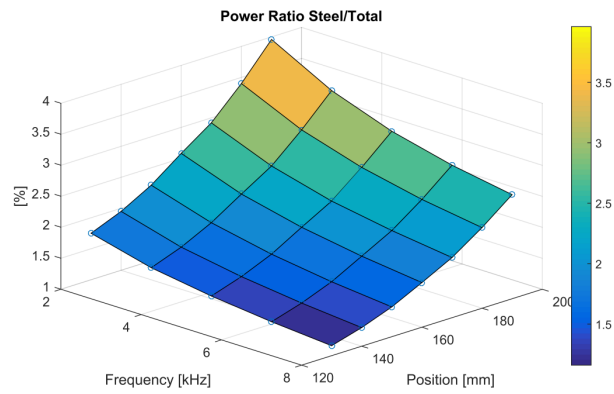
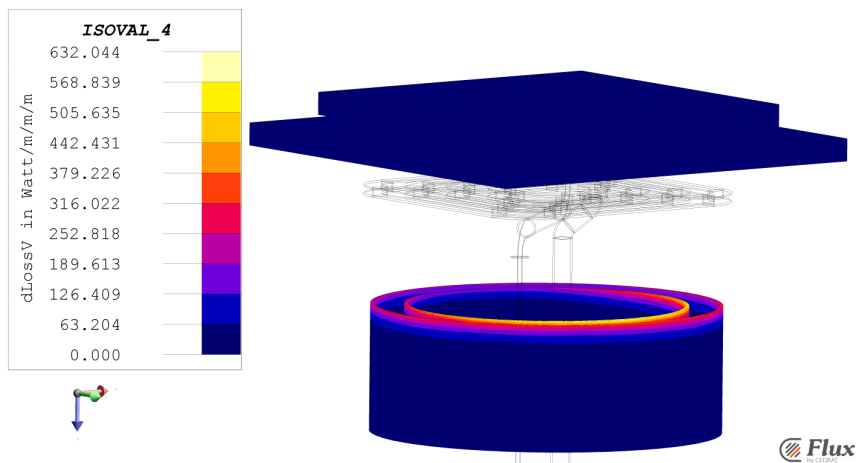
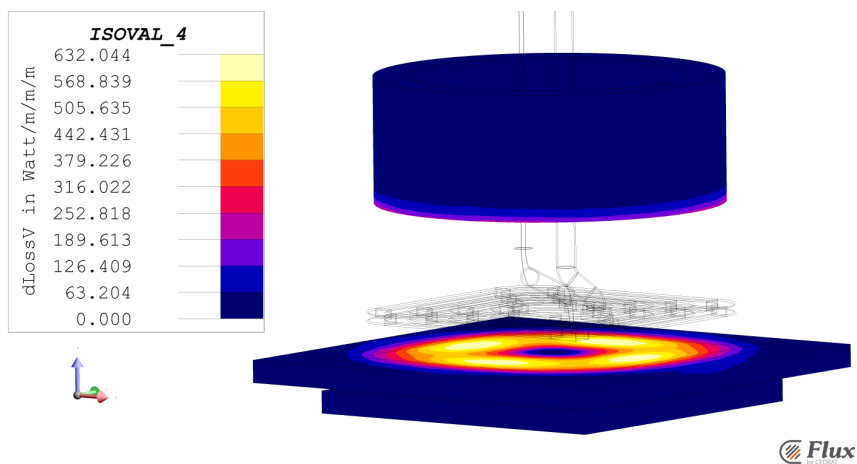


Figura 5.22: Plot: Rapporto tra la potenza depositata nelle flange e quella totale.



(a) Vista isometrica superiore.



(b) Vista isometrica inferiore.

Figura 5.23: Distribuzione della densità di Potenza. Ipotesi: Differenza di Potenziale tra i terminali dell'induttore inferiore = $1 V_{RMS}$, frequenza di lavoro = 8 kHz, altezza flange = 190 mm.



Figura 5.24: Realizzazione delle flange e dei supporti in acciaio nella calotta inferiore della camera.

Il compromesso finale raggiunto e quindi realizzato corrisponde ad un'altezza delle flange di 140 mm: si ricordi che, oltre a queste ultime, anche altri componenti come i supporti in acciaio e le parti in grafite estrusa sperimenteranno il riscaldamento ad induzione, abbassando ulteriormente l'efficienza del trasferimento carico-induttore inferiore. La soluzione proposta con concentratore di flusso può ridurre questa dispersione del campo magnetico in elementi esterni al dominio di interesse, risultando ancor più allettante rispetto ai valori riportati in **Sez: 5.1.3.1**.

» ζ

5.1.4 Bassa Frequenza Induttore Laterale

Si è già visto nella **Sez: 5.1.2**, riguardante l'induttore laterale, come al diminuire della frequenza di lavoro aumenti la forza di Lorentz sperimentata dal Silicio liquido e diminuisca l'efficienza di riscaldamento. Interagire con entrambi gli aspetti, attraverso l'applicazione di un'unica frequenza, può non adempiere alle due distinte esigenze. Al fine di ottenere due attuatori disaccoppiati per entrambi gli aspetti, si è investigata l'applicazione di una frequenza maggiore, così da adempiere alle esigenze termiche ed una a bassa frequenza, così da soddisfare le necessità di mescolamento del fluido.

In questa sezione vengono presentati alcuni risultati di un ventaglio di possibili soluzioni applicabili alla geometria dell'induttore laterale. Le configurazioni a bassa frequenza sono:

- **Low AMF**: rappresenta l'alimentazione a bassa frequenza dell'induttore laterale, composto da tutte e 6 le spire. Questa soluzione è stata studiata per 6 valori frequenza, ovvero: 5 Hz, 10 Hz, 25 Hz, 50 Hz, 100 Hz e 250 Hz;
- **TMF**: in questo caso tutte e 6 le spire sono alimentate dallo stesso valore in modulo della corrente ma con uno sfasamento di 60° ad ogni spira, studiata sia nel caso a salire sia nel caso a scendere (Up e Down);
- **TMF in pairs**: la differenza siede nell'alimentazione di coppie di spire poste in prossimità con sfasamento di 120° , anche in questo caso nella versione Up e Down;
- **Half TMF**: in questa configurazione vengono alimentate in bassa frequenza solo le tre spire inferiori, con sfasamento di 120° in versione Up e Down;
- **Mirror in pairs**: si vanno ad alimentare le coppie di spire speculari rispetto al piano orizzontale di mezzeria dell'induttore, con sfasamento di 60° e di -60° ;
- **Similar CMF**: infine consideriamo le 4 spire inferiori alimentate a coppie consecutive in contofase, ovvero con angolo di 180° .

I modelli che discuteremo a seguito presentano le stesse proprietà dei materiali e corrente unitaria pari a $1 A_{RMS}$. Considereremo sempre l'angolo ϕ come angolo di sfasamento della corrente in ritardo rispetto alla corrente circolante a sfasamento nullo, ovvero: $\phi = 0$.

5.1.4.1 Low AMF

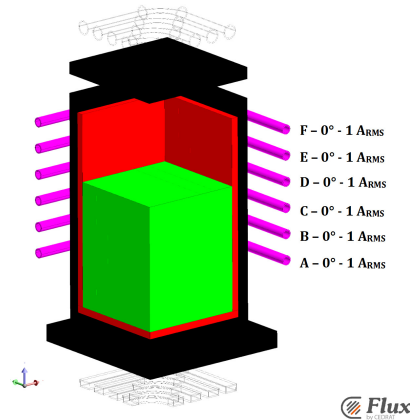


Figura 5.25: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Superimpose.

La soluzione considera l'alimentazione dell'induttore laterale multicoil con tutte le spire poste in serie e percorse da una corrente di $1 A_{RMS}$, **Fig: 5.25**.

Si riportano in **Tab: 5.16** i valori di efficienza del trasferimento di potenza al carico nel range di frequenze studiate, in **Tab: 5.17** la potenza depositata nelle grafite sommata a quella depositata nel Silicio liquido, mentre in **Tab: 5.18** si riportano i valori del rapporto tra la potenza depositata nel Silicio e quella depositata negli elementi in grafite.

Si trasmettono il primo ed il secondo indice definiti nella **Sez: 5.1.2** in **Tab: 5.19** e plottati in **Fig: 5.27**. Questi due indici forniscono un'indicazione sulla forza complessiva immessa nel Silicio, rispetto al calore introdotto nel sistema, e l'uniformità della distribuzione della densità volumetrica della forza di Lorentz.

Si riportano in **Fig: 5.26** gli screenshots che mettono in luce la distribuzione delle forze di Lorentz sperimentate dal Silicio, allo stato liquido, alle frequenze di 5 Hz, 50 Hz e 250 Hz.

Si nota come, al calare della frequenza della corrente circolante nell'induttore laterale, l'efficienza di trasferimento diminuisca e così anche la potenza trasferita in valore assoluto aumentando il primo indice: a parità di potenza trasmessa, la forza introdotta nel Silicio risulterà maggiore. Al contempo, l'uniformità del campo di forza risulterà maggiore.

Risultati numerici

Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
d_{Lat} 90 mm	1.13%	4.27%	12.30%	21.01%	33.33%	55.67%

Tabella 5.16: Efficienza del trasferimento di potenza.

Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
d_{Lat} 90 mm	0.032	0.106	0.334	0.637	1.218	3.245

Tabella 5.17: Potenza termica depositata nel Silicio e nelle grafiti. Ipotesi: 1 A_{RMS}.

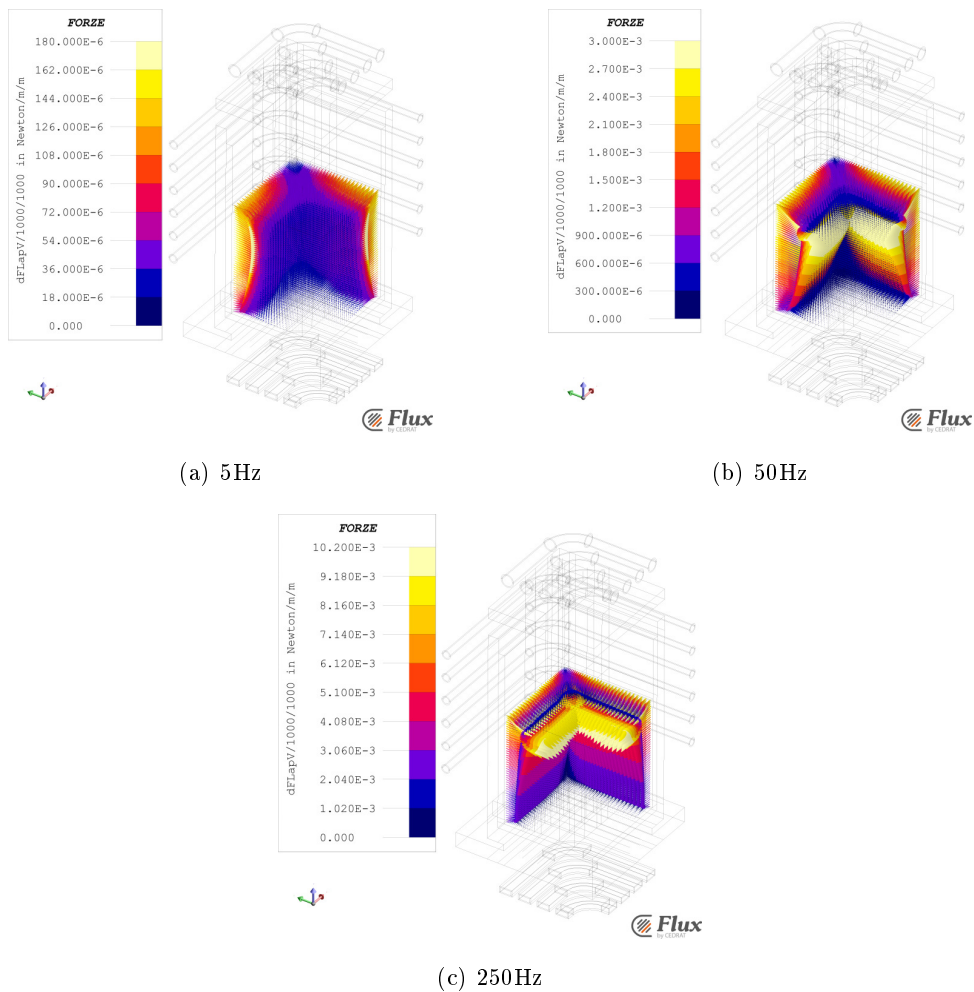
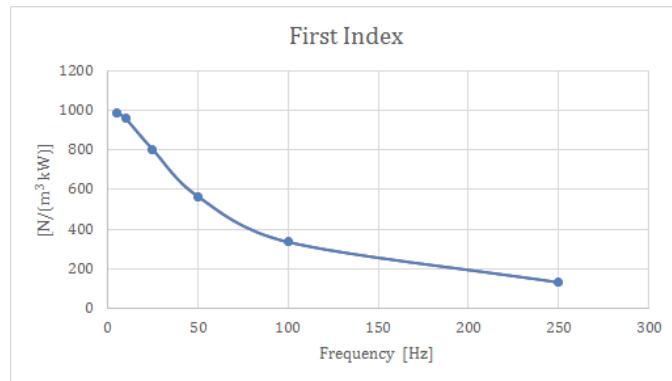
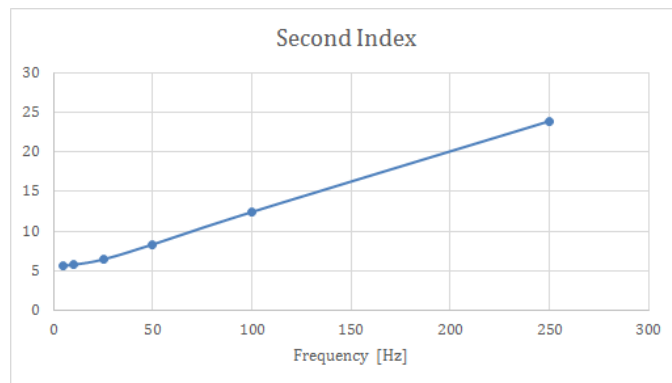


Figura 5.26: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di 1 A_{RMS}.



(a) FirstIndex.



(b) SecondIndex.

Figura 5.27: First Index e Second Index.

		Power ratio					
		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
d_{Lat}	90 mm	10.77	9.86	6.62	3.79	1.93	0.69

Tabella 5.18: Rapporto della Potenza termica depositata nel Silicio e nelle grafiti.

	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
1 st Index [N/(m³kW)]	988.41	957.30	800.96	565.05	335.34	131.66
2 nd Index	5.67	5.77	6.43	8.34	12.43	23.87

Tabella 5.19: First Index e Second Index.

		Efficienza vs spessore bandella					
		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
s_{Cu} [mm]	0	0.27%	1.06%	6.2%	20.33%	47.39%	76.56%
	2.5	0.34%	1.34%	7.75%	24.42%	52.94%	79.48%
	5	0.41%	1.62%	9.21%	27.9%	56.78%	80.68%
	7.5	0.48%	1.89%	10.58%	30.84%	59.42%	81.18%
	10	0.55%	2.16%	11.87%	33.33%	61.24%	81.49%
	12.5	0.62%	2.41%	13.06%	35.4%	62.48%	81.75%
	15	0.68%	2.67%	14.17%	37.11%	63.35%	81.99%
	17.5	0.75%	2.91%	15.19%	38.5%	63.98%	82.22%
	20	0.81%	3.15%	16.13%	39.64%	64.46%	82.43%

Tabella 5.20: Efficienza del trasferimento di potenza.

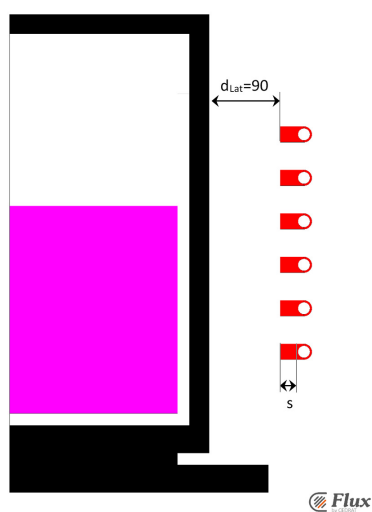


Figura 5.28: Modello 2d.

Per riportare l'efficienza del trasferimento di potenza a valori più accettabili, risulta doveroso incrementare lo spessore della sezione di rame dell'induttore.

Si illustrano i valori di efficienza di un semplice modello 2D assial-simmetrico, mostrato in **Fig: 5.28**, a cui si è ipotizzata la saldo-brasatura di una bandella di rame dello spessore, s_{Cu} . Si sono mantenute costanti le dimensioni della sezione del conduttore cilindrico originale e la distanza carico-bandella, in modo da evidenziare il solo effetto sul valore di efficienza della variazione della sezione del conduttore.

È possibile alimentare l'induttore in doppia frequenza con opportuni filtri applicati ai convertitori: dal punto di vista computazionale, dato il rapporto tra le frequenze considerate $f_{Alta}/f_{Bassa} \cong 10$, è possibile applicare il Principio di Sovrapposizione degli Effetti (PSE) senza inficiare pesantemente sull'accuratezza della soluzione.

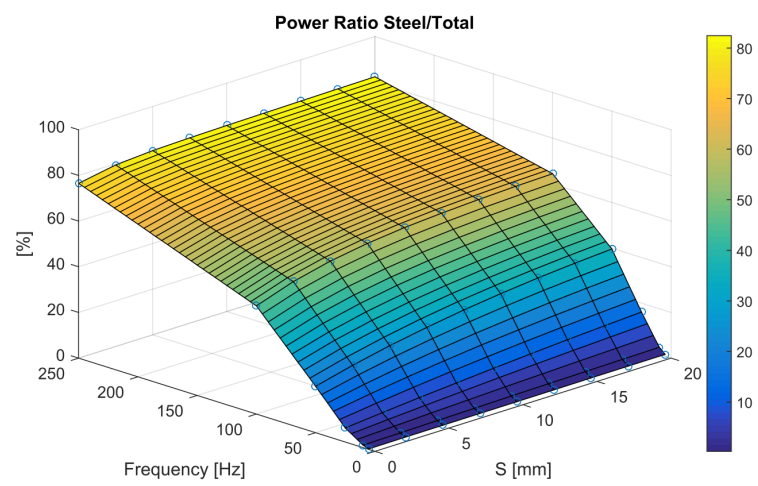


Figura 5.29: Efficienza del trasferimento di potenza termica a bassa frequenza *vs* spessore bandella, s_{Cu} .

5.1.4.2 TMF

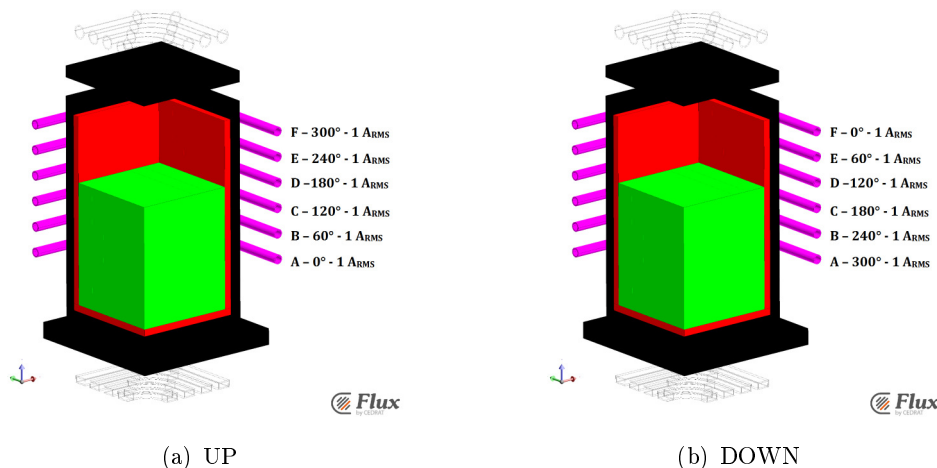


Figura 5.30: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - TMF.

In ordine riportiamo in **Tab: 5.21** i valori di efficienza del trasferimento di potenza al carico, i valori di potenza depositata nel carico complessivo nell'ipotesi di $1 A_{RMS}$ ed il rapporto tra la potenza depositata nei due elementi del carico Silicio/grafite; infine i due valori di index precedentemente definiti in **Tab: 5.22** e graficati in **Fig: 5.31**.

Si introduce come questo tipo di soluzione presenti, a parità di frequenza, un cospicuo calo nell'efficienza del trasferimento di potenza rispetto alla configurazione **Low AMF** ma allo stesso tempo una maggiore variazione della direzione dei vettori di densità di forza, messa in evidenza nella **Fig: 5.32**.

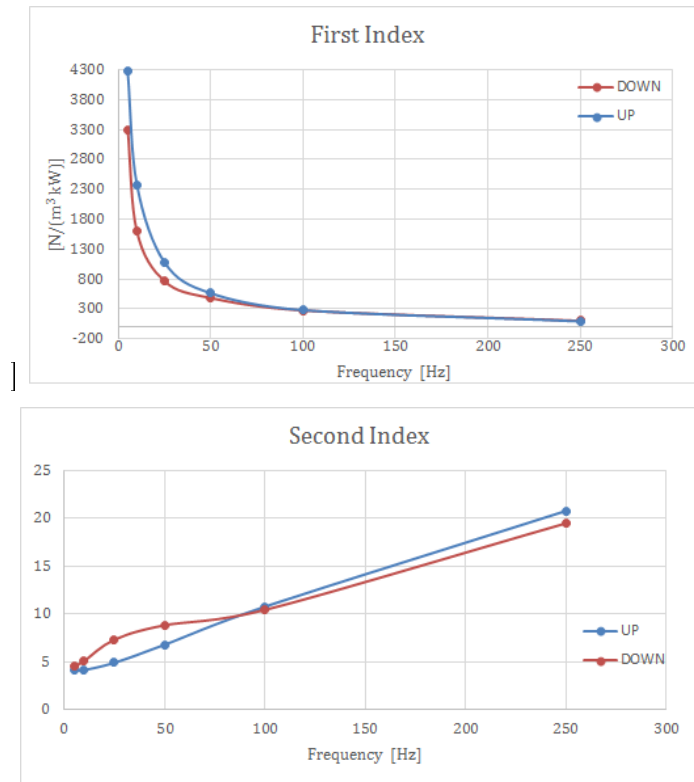
Rimarchiamo qui che gli indici scelti non sono esaustivi, difatti gli indici creati considerano il modulo della forza ed escludono, per loro definizione, qualsiasi valutazione sulla direzione. A parità di indici, la valutazione deve orientarsi in base alla direzione della forza (che comunque deve essere valutata a prescindere dai valori degli indici): difatti, una maggior variazione della direzione della densità di forza corrisponde ad accelerazioni del fluido in un range più ampio di direzioni, con possibile maggior effetto di mixing.

Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	0.023%	0.084%	0.362%	0.928%	2.195%	6.687%
DOWN	0.023%	0.084%	0.361%	0.926%	2.186%	6.668%

Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	0.113	0.226	0.442	0.599	0.733	0.830
DOWN	0.087	0.151	0.313	0.514	0.715	0.896

Power ratio						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	4.863	4.452	3.164	2.023	1.106	0.412
DOWN	4.767	4.318	3.096	2.037	1.146	0.447

Tabella 5.21: Configurazione TMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}} + P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).

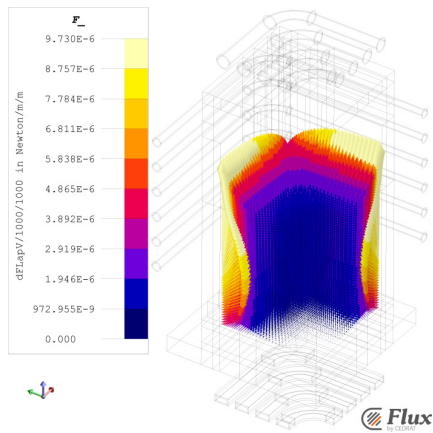


(b) Second Index TMF.

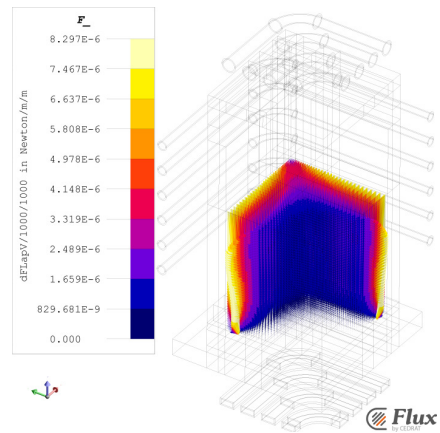
Figura 5.31: First Index e Second Index.

		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
1 st Index [N/(m ³ kW)]	UP	4270.65	2377.55	1077.24	562.84	281.35	93.03
	DOWN	3301.33	1593.79	763.16	484.08	275.50	100.76
2 nd Index	UP	4.08	4.14	4.90	6.78	10.77	20.80
	DOWN	4.50	5.10	7.31	8.83	10.43	19.51

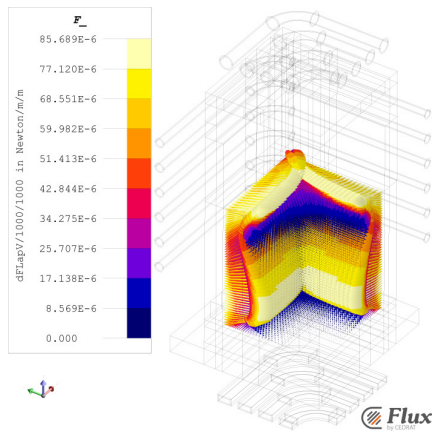
Tabella 5.22: First Index e Second Index.



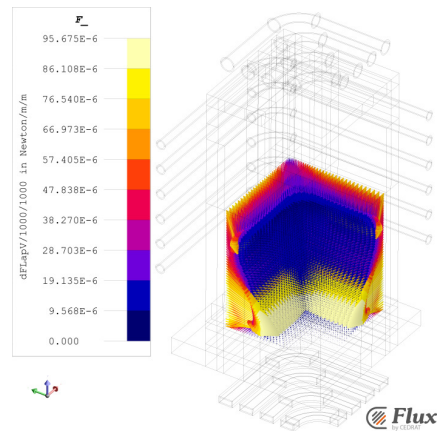
(a) UP 5 Hz



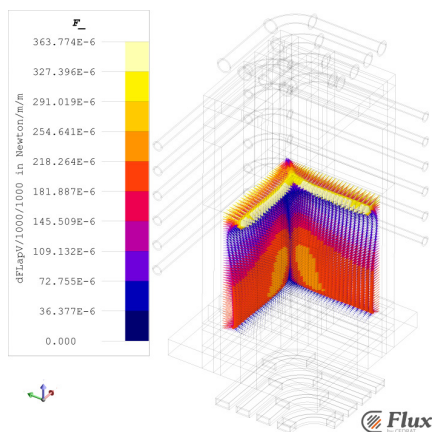
(b) DOWN 5 Hz



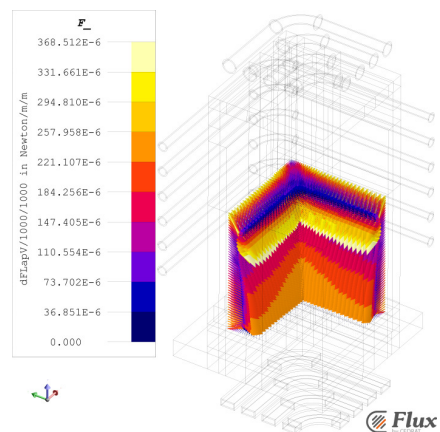
(c) UP 50 Hz



(d) DOWN 50 Hz



(e) UP 250 Hz



(f) DOWN 250 Hz

Figura 5.32: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di 1 ARMS.

5.1.4.3 TMF in pairs

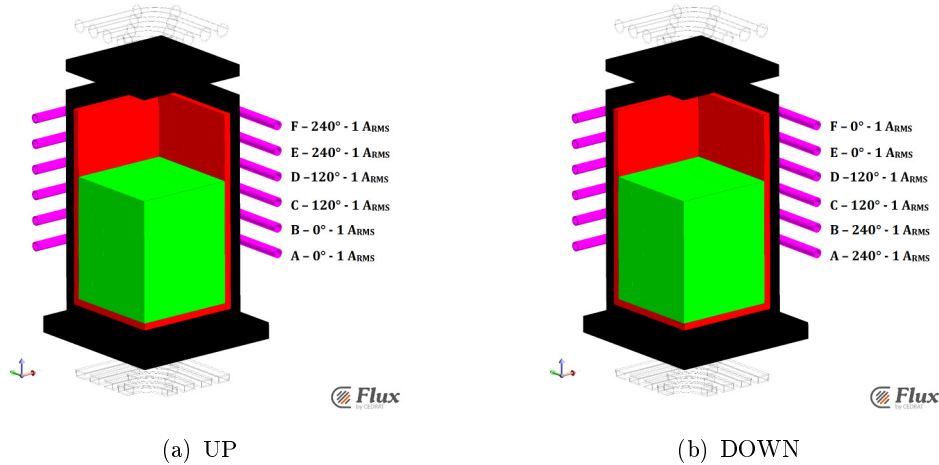


Figura 5.33: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - TMF in pairs.

In modo simile a quanto fatto precedentemente, vengono trascritti in **Tab 5.23** i valori di efficienza del trasferimento di potenza, il valore di potenza trasferita nel carico ed il suo rapporto tra i due componenti dello stesso.

I due indici vengono illustrati, invece, in **Tab 5.24** e graficati in **Fig 5.34** in funzione della frequenza. La distribuzione dei vettori forza è messa in evidenza nella **Fig 5.35**.

Si dimostra la buona sovrapposizione dei risultati della soluzione **TMF in pairs** con la soluzione **TMF** e dal punto di vista realizzativo, d'altronde, si equivalgono: entrambe prevedono l'utilizzo di tre alimentazioni sfasate, ciascuna connessa in modo opportuno ad una coppia di spire.

Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	0.027%	0.096%	0.412%	1.060%	2.520%	7.783%
DOWN	0.027%	0.096%	0.412%	1.057%	2.512%	7.768%

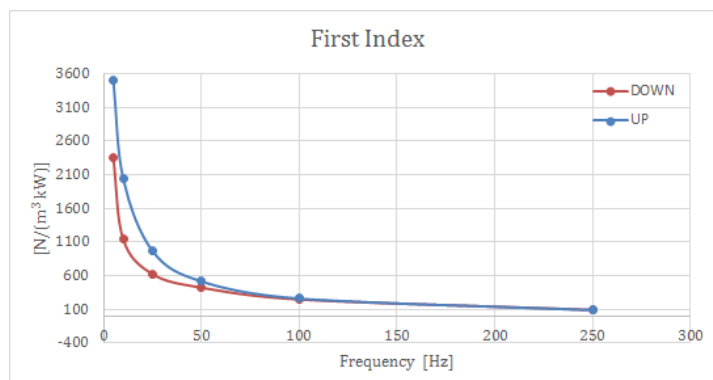
Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	6.34E-04	2.28E-03	9.86E-03	2.56E-02	6.31E-02	2.19E-01
DOWN	6.34E-04	2.28E-03	9.85E-03	2.56E-02	6.29E-02	2.19E-01

Power ratio						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	4.517	4.133	2.941	1.878	1.020	0.376
DOWN	4.451	4.041	2.898	1.893	1.051	0.402

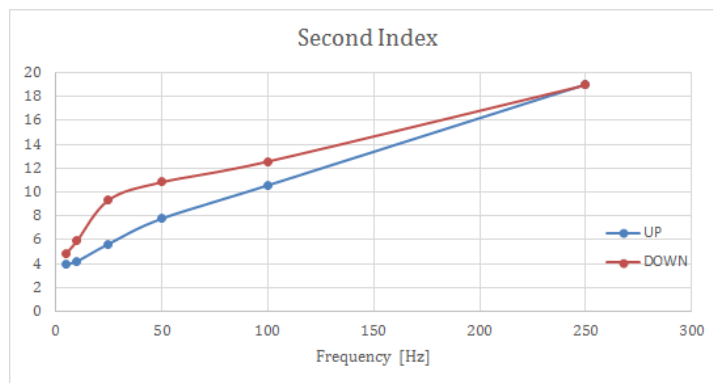
Tabella 5.23: Configurazione TMF in pairs: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}} + P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).

		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
1st Index	UP	3502.46	2040.51	965.66	513.27	258.85	84.87
	DOWN	2346.51	1137.30	622.70	421.36	245.48	89.55
2nd Index	UP	3.96	4.19	5.66	7.78	10.57	19.03
	DOWN	4.86	5.89	9.34	10.84	12.56	18.97

Tabella 5.24: First Index e Second Index.

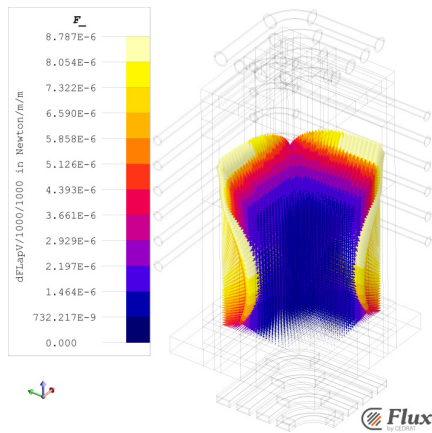


(a) FirstIndex.

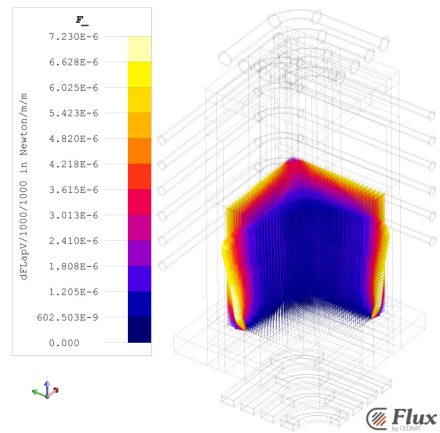


(b) SecondIndex.

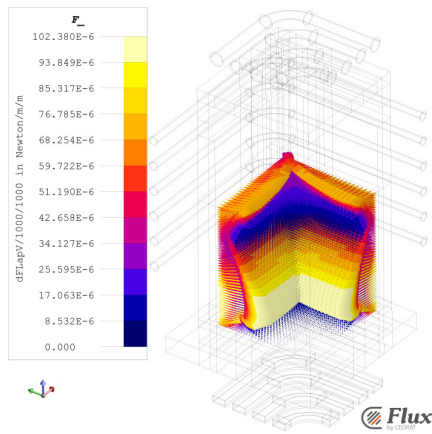
Figura 5.34: First Index e Second Index.



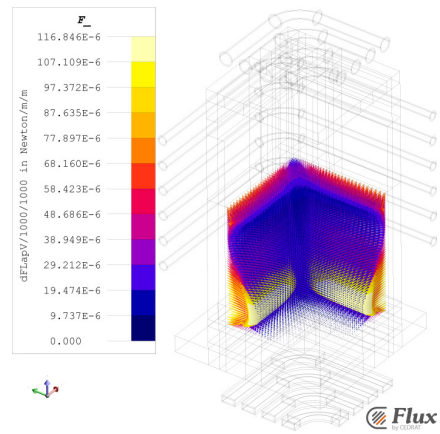
(a) UP 5 Hz



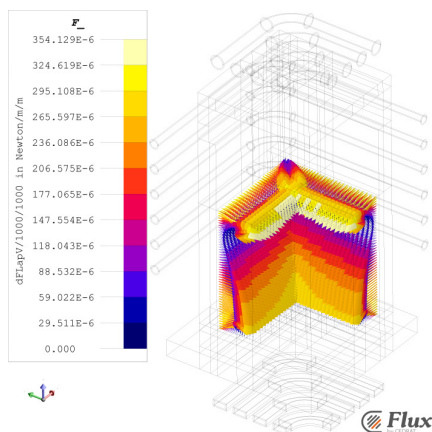
(b) DOWN 5 Hz



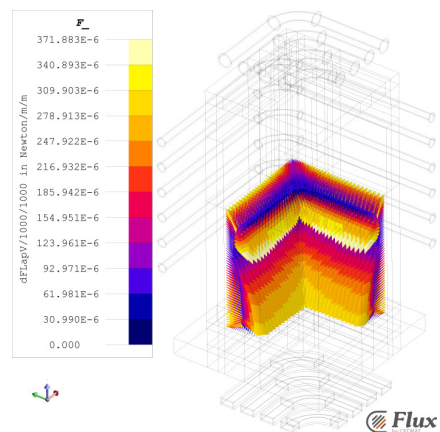
(c) UP 50 Hz



(d) DOWN 50 Hz



(e) UP 250 Hz



(f) DOWN 250 Hz

Figura 5.35: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di 1 ARMS.

5.1.4.4 Half TMF

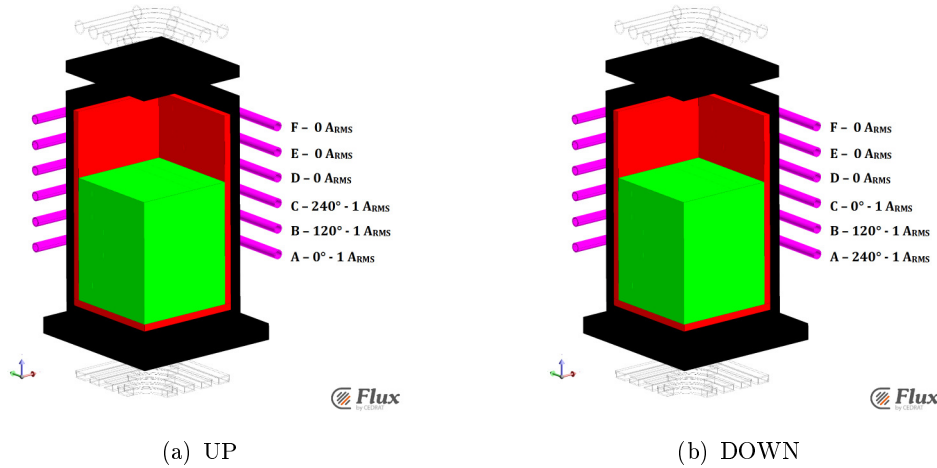


Figura 5.36: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Half TMF.

La configurazione **Half TMF** è stata oggetto di investigazione, al fine di riportare il sistema *i*-DSS ad una configurazione più classica e presente nella letteratura scientifica: il carico è posto al centro dell'induttore, anche se quest'ultimo non risulta essere infinitamente lungo e neppure di dimensioni tali da essere ricondotto al caso di dimensione infinita.

Anche in questo frangente vengono riportati in **Tab: 5.25** i valori di efficienza del trasferimento di potenza al carico, il valore della potenza depositata al carico in condizioni di 1 A_{RMS} per ciascuna spira ed il rapporto delle potenze depositate nelle due componenti del carico; si riportano, invece, in **Tab: 5.26** i due indici i quali vengono graficati in **Fig: 5.37**. La distribuzione dei vettori densità di forza si presenta in **Fig: 5.38**.

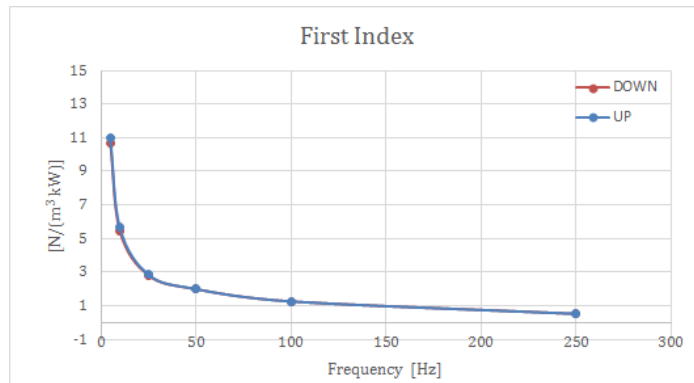
Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	0.004%	0.015%	0.080%	0.224%	0.535%	1.588%
DOWN	0.004%	0.015%	0.080%	0.224%	0.535%	1.588%

Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	4.69E-05	1.81E-04	9.48E-04	2.67E-03	6.46E-03	2.00E-02
DOWN	4.69E-05	1.81E-04	9.47E-04	2.67E-03	6.46E-03	2.00E-02

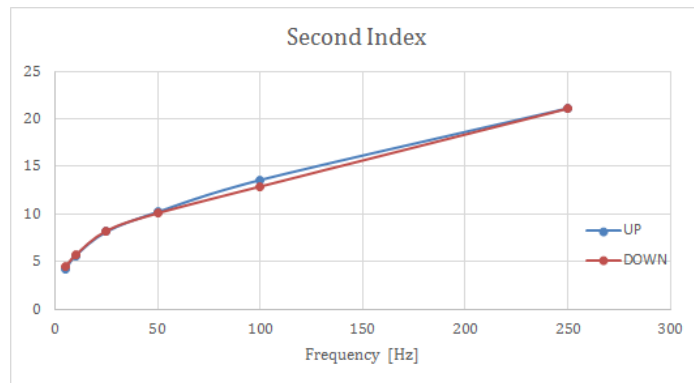
Power ratio						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	3.655	3.583	3.137	2.329	1.402	0.575
DOWN	3.604	3.498	3.039	2.261	1.369	0.564

Tabella 5.25: Configurazione Half TMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).

Risultati numerici



(a) FirstIndex.

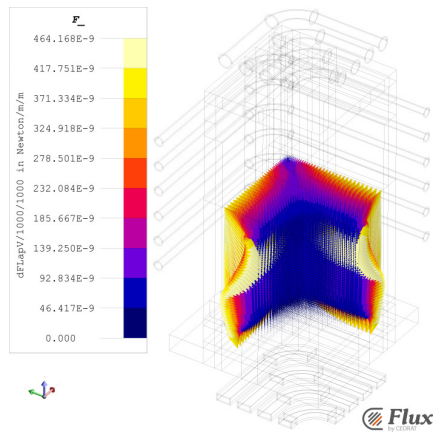


(b) SecondIndex.

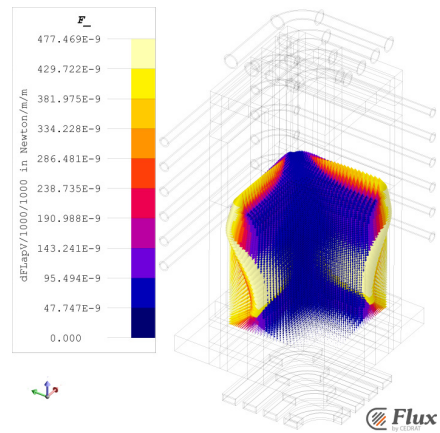
Figura 5.37: First Index e Second Index.

		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
1 st Index [N/(m ³ kW)]	UP	2312.38	1191.20	603.13	421.93	267.04	111.06
	DOWN	2246.82	1145.53	593.91	421.30	267.37	111.32
2 nd Index	UP	4.13	5.62	8.12	10.21	13.57	21.11
	DOWN	4.41	5.69	8.23	10.08	12.89	21.08

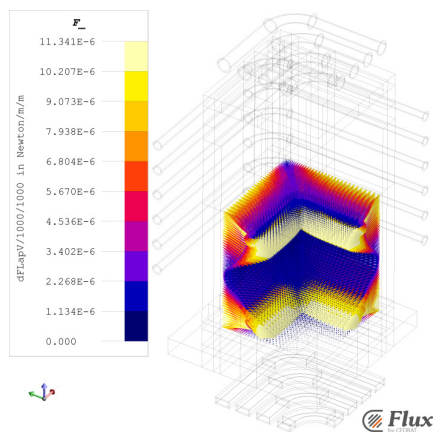
Tabella 5.26: First Index e Second Index.



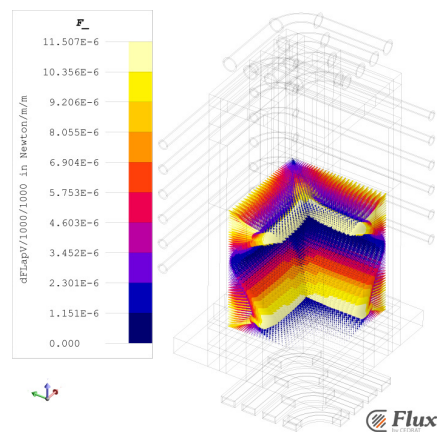
(a) UP 5 Hz



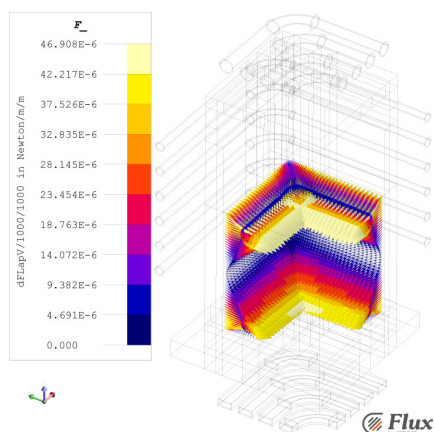
(b) DOWN 5 Hz



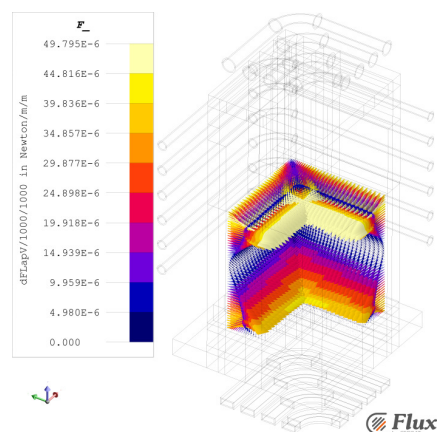
(c) UP 50 Hz



(d) DOWN 50 Hz



(e) UP 250 Hz



(f) DOWN 250 Hz

Figura 5.38: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di 1 ARMS.

5.1.4.5 Mirror in pairs

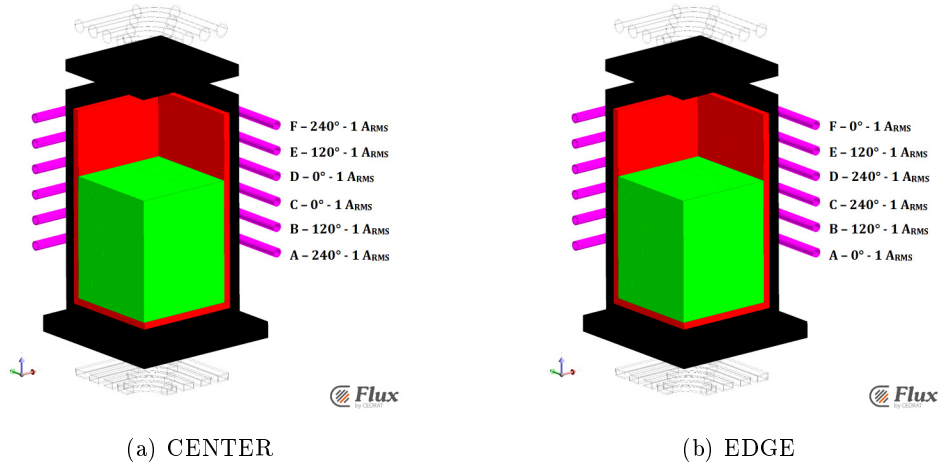


Figura 5.39: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Mirror in pairs.

Questo tipo di soluzione rappresenta un differente assetto geometrico e di connessione elettrica rispetto alla configurazione **TMF**, con pari complessità realizzativa.

Essa presenta un'efficienza del trasferimento molto alta, alla medesima frequenza risulta essere seconda solo alla configurazione **Low AMF**. I valori di efficienza, assieme a quelli di potenza depositata nel carico ed il suo frazionamento, sono trascritti in **Tab: 5.27**.

I valori relativamente alti di efficienza ed i discreti indici, riportati in **Tab: 5.28** e successivamente plottati in **Fig: 5.40**, indicano la possibile bontà di questa soluzione. Valutando invece la distribuzione dei vettori densità di forza, in **Fig: 5.41**, si evidenzia un'omogeneità elevata la quale potrebbe ridurre l'effetto mixing.

Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	0.605%	1.972%	5.952%	10.739%	18.444%	36.180%
DOWN	0.606%	1.973%	5.959%	10.762%	18.504%	36.266%

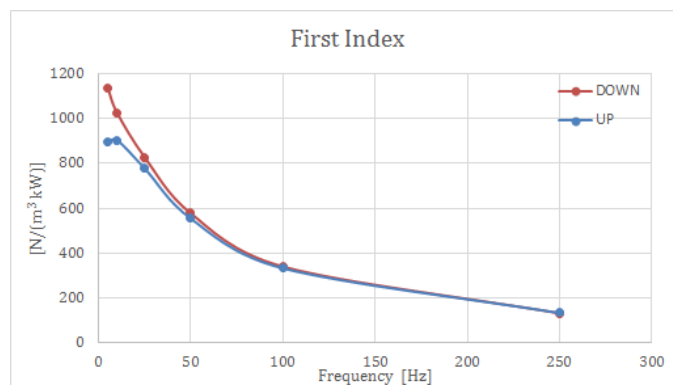
Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	1.45E-02	4.78E-02	1.51E-01	2.88E-01	5.52E-01	1.47E+00
DOWN	1.45E-02	4.78E-02	1.51E-01	2.89E-01	5.53E-01	1.47E+00

Power ratio						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
UP	10.874	10.009	6.777	3.892	1.981	0.715
DOWN	10.716	9.748	6.507	3.730	1.898	0.679

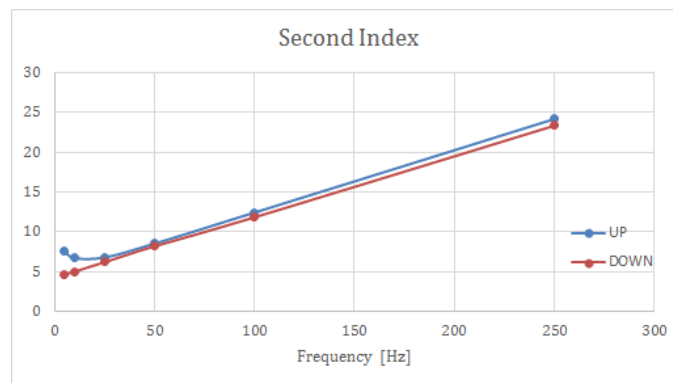
Tabella 5.27: Configurazione Mirror in pairs: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}} + P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$)..

		Frequenza [Hz]					
		5	10	25	50	100	250
1st Index [N/(m ³ kW)]	UP	898.64	904.58	777.88	554.35	332.42	132.93
	DOWN	1137.09	1027.17	828.11	577.90	340.46	132.19
2nd Index	UP	7.61	6.71	6.79	8.53	12.43	24.21
	DOWN	4.64	5.01	6.20	8.19	11.83	23.36

Tabella 5.28: First Index e Second Index.

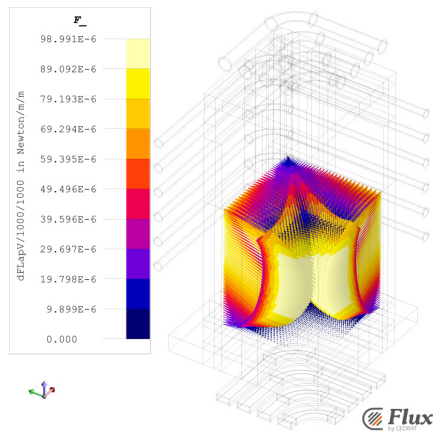


(a) First Index.

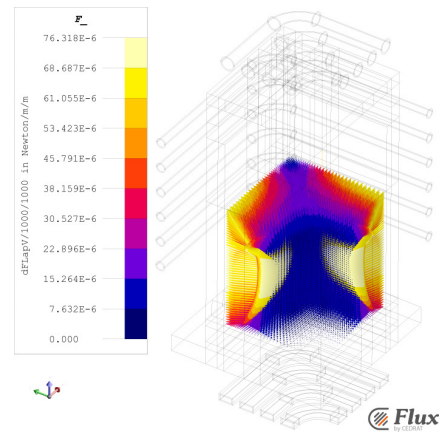


(b) SecondIndex.

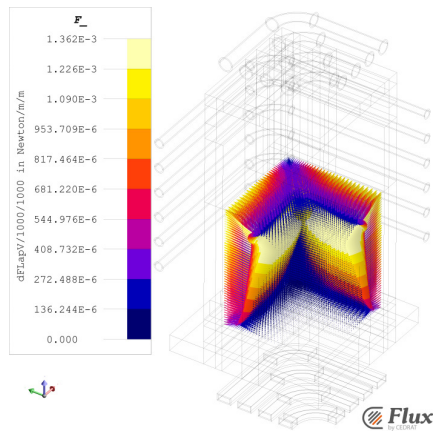
Figura 5.40: First Index e Second Index.



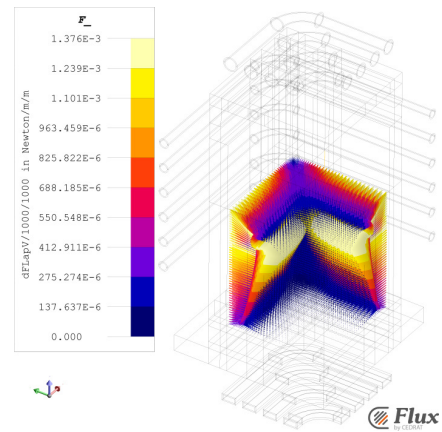
(a) 5 Hz



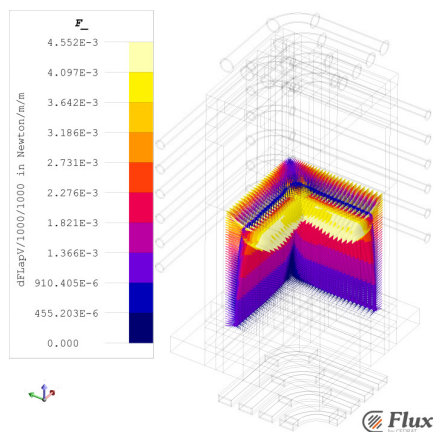
(b) -5 Hz



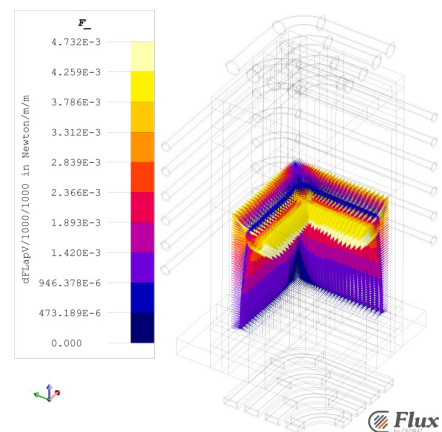
(c) 50 Hz



(d) -50 Hz



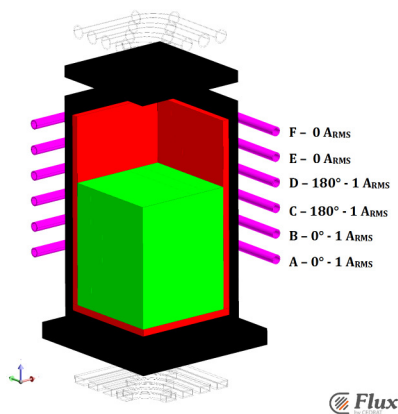
(e) 250 Hz



(f) -250 Hz

Figura 5.41: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di 1 ARMS.

5.1.4.6 Similar CMF



(a) UP

Figura 5.42: Configurazione di alimentazione induttore laterale a bassa frequenza - Similar CMF.

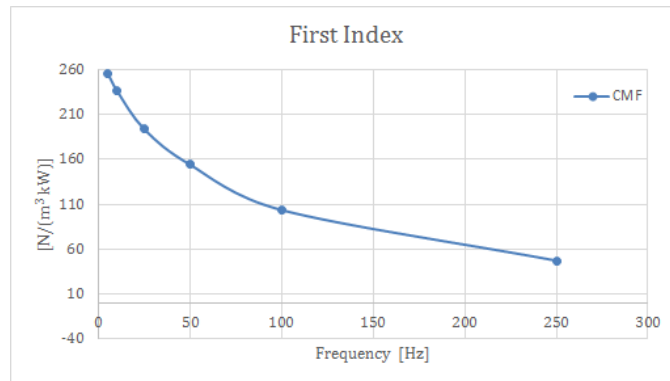
La configurazione nasce dalla più classica **Cusp Magnetic Field**, applicata ai forni di crescita di tipo Czochralski (Cz): nel caso del forno *i*-DSS la cosiddetta cuspide del campo magnetico, la quale solitamente viene mantenuta ad un'altezza

Efficienza						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
S. CMF	0.014%	0.054%	0.274%	0.759%	1.793%	5.177%

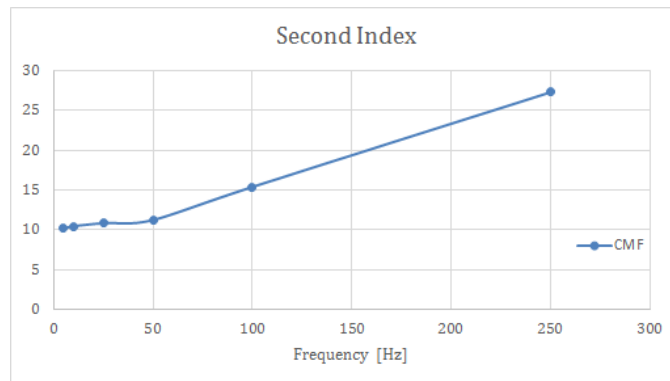
Power on Load [mW]						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
S. CMF	5.62E-04	2.15E-03	1.10E-02	3.03E-02	7.17E-02	2.07E-01

Power ratio						
	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
S. CMF	3.64	3.53	3.04	2.24	1.34	0.54

Tabella 5.29: Configurazione Similar CMF: Efficienza del trasferimento di potenza, Potenza nel carico ($P_{\text{Silicon}}+P_{\text{graphite}}$) ed il Rapporto tra la Potenza depositata nei due carichi distinti ($P_{\text{Silicon}}/P_{\text{graphite}}$).



(a) FirstIndex.



(b) SecondIndex.

Figura 5.43: First Index e Second Index.

prefissata nei forni Cz corrispondente all'interfaccia solido-liquido, viene posizionata nei pressi della superficie di pelo libero.

Pari ai modelli precedenti, i valori di efficienza di trasferimento della potenza scaldante al carico, assieme al valore di potenza depositata nel carico ed al frazionamento della stessa nel carico, sono riportati in **Tab: 5.29**. Per quanto riguarda gli indici, essi sono trascritti in **Tab: 5.30** e plottati in **Fig: 5.43**, mentre la distribuzione dei vettori forza è evidenziata in **Fig: 5.44**.

Nonostante gli indici non siano pienamente soddisfacenti, le distribuzioni delle densità di forza presentano un range lungo l'asse z in cui i vettori risultano essere

	Frequenza [Hz]					
	5	10	25	50	100	250
1st Index [N/(m³ kW)]	256.34	236.80	193.58	154.16	103.64	47.31
2nd Index	10.19	10.47	10.86	11.25	15.41	27.30

Tabella 5.30: First Index e Second Index.

Risultati numerici

prossimi allo 0: questo potrebbe dare vita alla presenza di vortici.

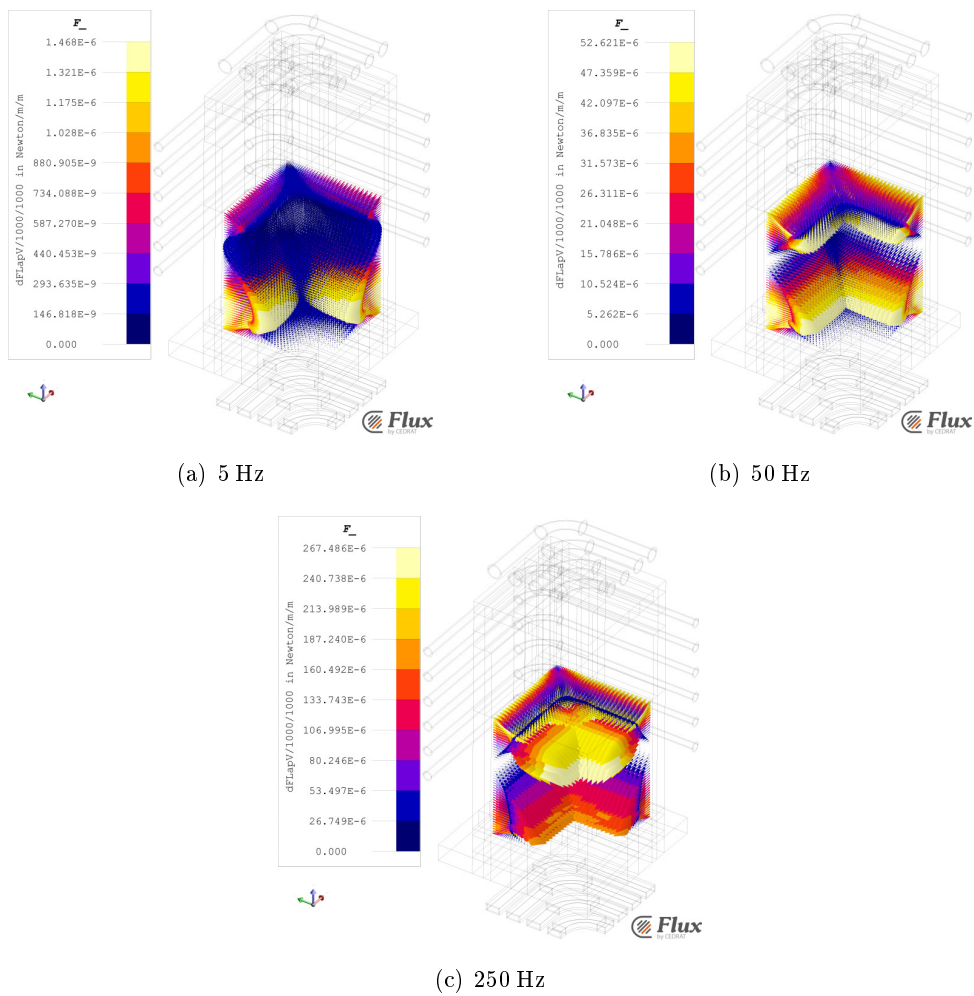


Figura 5.44: Distribuzione delle forze di Lorentz. Ipotesi di $1 A_{RMS}$.

5.1.5 Considerazioni Stirring EM - Bassa Frequenza

Si è visto come lo studio del design di uno stirrer elettromagnetico risulti essere assai complesso e debba considerare una molteplicità di fattori, come: efficienza, distribuzione delle forze, intensità della forza applicata media e facilità realizzativa. Essi devono coesistere in un impianto precedentemente studiato, al fine di adempiere alle esigenze di riscaldamento ad induzione a media frequenza con un'elevata efficienza.

Allo scopo di individuare la soluzione ritenuta migliore, una metodologia di scelta è di attribuire un peso ai parametri trovati in funzione dell'obiettivo da perseguire.

In seguito analizzeremo il problema termico e fluidodinamico applicato alla soluzione ingegneristicamente più semplice da integrare, al momento dello studio, al sistema preesistente: stiamo parlando di quella denominata precedentemente “**Low AMF**”, alla frequenza di rete di 50 Hz.

5.2 Risultati Simulazioni Termiche

Si è analizzato un sistema semplice, bidimensionale, al fine di stimare le perdite termiche in funzione dello spessore di isolante. Si presenta il modello bidimensionale realizzato imponendo la temperatura di 1412° C sulla parete interna dell'isolante rigido in grafite, con area unitaria pari a 1 m². Si analizza il flusso al variare dello spessore della parete isolante da 50 mm, fino al valore di 80 mm con step di 5 mm, ricordando che la dimensione di progetto è pari a 60 mm¹.

Lo studio dimensionale è stato esteso, rispetto a quanto fatto per i modelli elettromagnetici, in quanto per le pareti laterali è possibile ridurre di 10 mm la distanza di rispetto dalla parete di grafite isolante. Allo stesso modo, non è possibile ridurre la fascia di rispetto tra isolante ed induttore laterale per concedere le adeguate tolleranze costruttive².

La condizione di scambio termico con l'ambiente esterno, posto a 20° C, avviene attraverso il solo fenomeno di irraggiamento ponendo un'emissività di 0.9.

I valori del flusso termico \dot{q}_T , il quale attraversa l'area unitaria dell'isolante, vengono riportati in **Tab: 5.31** in funzione dello spessore, s . I valori in termini di variazione percentuale della grandezza generica, ΔG , si definiscono come:

$$\Delta G = \frac{G(s) - G(s = 60)}{G(s = 60)} \quad (5.4)$$

¹Si evidenzia che la scelta progettuale è ricaduta sullo spessore massimo di produzione standard dei pannelli in feltro rigido in grafite, essenzialmente per una motivazione di costo.

²Potrebbe essere ridotto lo spazio imponendo al costruttore dell'induttore laterale delle tolleranze più strette ed eseguendo il montaggio di supporti adeguati al fine di assicurarne il posizionamento di precisione, con conseguente aggravio sui costi di realizzazione.

s [mm]	Δs [%]	\dot{q}_T [kW/m ²]	$\Delta \dot{q}_T$ [%]
50	-16.67	5.770	18.09
55	-8.33	5.291	8.26
60	0	4.886	0
65	8.33	4.541	-7.07
70	16.67	4.242	-13.19
75	25	3.981	-18.53
80	33.33	3.751	-23.24

Tabella 5.31: Flusso termico al variare dello spessore di isolamento.

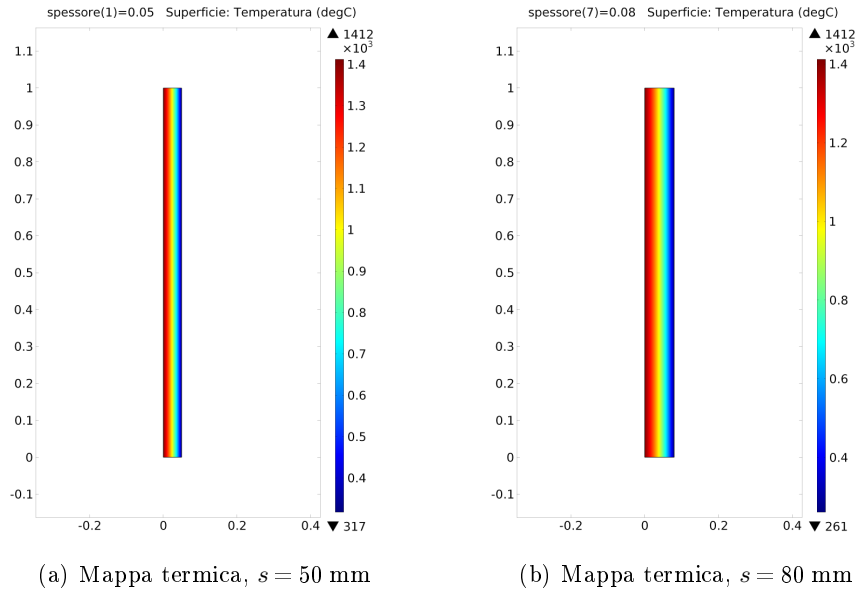


Figura 5.45: Modello 2D, mappa termica della parete isolante in grafite.

5.2.1 Zona superiore

Consideriamo innanzitutto l'induttore superiore, prendendo in esame solo l'intervallo di 50-70 mm dello spessore di isolante corrispondente al range della d_{Sup} pari a 58-78 mm. La zona di rispetto tra l'isolante ed il suscettore superiore risulta già essere la minima possibile, quindi alla variazione dello spessore d'isolante corrisponde una variazione della posizione dell'induttore superiore.

Valutiamo la potenza richiesta, sia nel caso di massima efficienza elettrica (ovvero di 2.5 kHz), sia nel caso di frequenza attuale (5 kHz).

Nella stima della potenza, P_{Th} , si considerano l'efficienza di trasferimento della potenza a "caldo", η_{EH} , calcolata nella **Sez: 5.1** elevata al cubo ed il flusso termico \dot{q}_T . Si definisce dunque:

$$P_{Th} = \dot{q}_T(s) \cdot (\eta_{EH}(s))^3 \quad (5.5)$$

Si è deciso di elevare alla potenza di tre l'efficienza di trasferimento al fine di considerare altri fattori non valutati nei modelli come le perdite nei terminali di connessione, nel banco condensatori e nel convertitore ed inoltre il fattore elettrico, il quale ha un peso maggiore rispetto a quello termico. Difatti, oltre alle dispersioni termiche, il sistema di riscaldamento deve fornire l'energia necessaria al raggiungimento della temperatura e del calore latente di fusione.

I valori e le grandezze di delta percentuali, rispetto al riferimento di progetto attuale di 60 mm, sono riportati in **Tab: 5.32** nel caso di frequenza attuale (5 kHz) e in **Tab: 5.33** per il valore di 2.5 kHz.

Risultati numerici

s	Δs [%]	\dot{q}_T [kW/m ²]	$\Delta\dot{q}_T$ [%]	η_{EH} [%]	$(\eta_{EH})^3$ [%]	P_{Th} [kW/m ²]	ΔP_{Th} [%]
50	-16.67	5.770	18.09	82.52	56.19	10.270	4.24
55	-8.33	5.291	8.26	80.83	52.81	10.018	1.69
60	0	4.886	0	79.16	49.60	9.852	0
65	8.33	4.541	-7.07	77.38	46.33	9.802	-0.50
70	16.67	4.242	-13.19	76.79	43.45	9.764	-0.89

Tabella 5.32: P_{Th} superiore al variare dello spessore di isolamento.

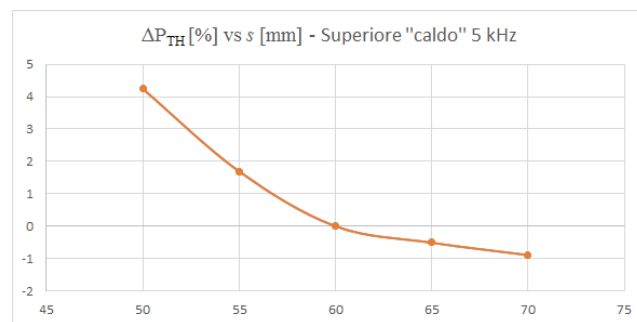
s	Δs [%]	\dot{q}_T [kW/m ²]	$\Delta\dot{q}_T$ [%]	η_{EH} [%]	$(\eta_{EH})^3$ [%]	P_{Th} [kW/m ²]	ΔP_{Th} [%]
50	-16.67	5.770	18.09	82.52	59.63	9.677	6.14
55	-8.33	5.291	8.26	80.83	56.56	9.354	2.60
60	0	4.886	0	79.16	53.60	9.118	0
65	8.33	4.541	-7.07	77.38	50.49	8.994	-1.36
70	16.67	4.242	-13.19	76.79	47.22	8.985	-1.46

Tabella 5.33: P_{Th} superiore al variare dello spessore di isolamento.

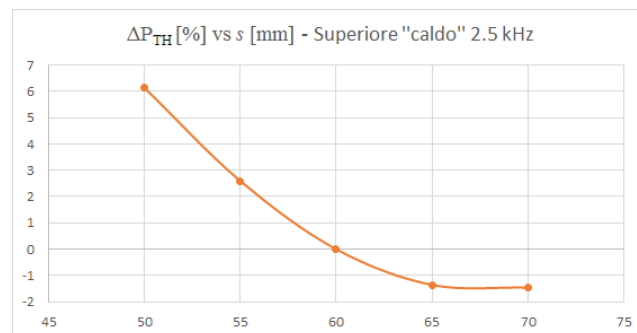
È ora possibile stimare la potenza teorica, P_{Th} , necessaria a mantenere in temperatura un elemento di area unitaria isolato termicamente dalla parete di feltro rigido in grafite per i vari spessori, considerando l'efficienza dei sistemi di riscaldamento ad induzione precedentemente studiati.

I risultati trovati non portano ad un'evidente scelta progettuale che si discosti da quella attuale: date le forti semplificazioni fatte e la non considerazione del ciclo termico nella sua totalità (esclusione della parte non stazionaria), si propende a conservare la soluzione proposta.

Ripetendo il calcolo, imponendo una temperatura alla superficie interna di 1500° C, il massimo ΔP_{Th} calcolato alla frequenza di 2.5 kHz con s pari a 70 mm equivale a circa 2.5%.



(a) Grafico ΔP_{Th} vs s . Ipotesi: induttore superiore alla frequenza di esercizio pari a 5 kHz.



(b) Grafico ΔP_{Th} vs s . Ipotesi: induttore superiore alla frequenza di esercizio pari a 2.5 kHz.

Figura 5.46: Plot ΔP_{Th} superiore vs s .

Risultati numerici

5.2.2 Zona Laterale

Si riportano in **Tab: 5.34** gli stessi valori dello studio fatto per la zona superiore, aggiornando i coefficienti di efficienza η_{EH} in considerazione della configurazione dell'induttore laterale a "caldo", alla frequenza di 2 kHz.

Per l'induttore laterale è possibile ridurre la distanza di rispetto tra suscettore laterale e parete isolante: ipotizziamo una riduzione dalla distanza di 15 mm attuali ad una di 5 mm, aumentandone così la capacità di isolamento termico senza alterare quello elettrico³. I valori di questa configurazione migliorata si evidenziano in **Tab: 5.35**, ove riportato anche l'incremento in termini percentuali di efficienza dato aumentando lo spessore isolante e riducendo la distanza di rispetto, definito come:

$$\Delta'P_{Th} = \frac{P_{Th}(s) - P_{Th,disp=5mm}(s+10)}{P_{Th}(s)} \quad (5.6)$$

s	Δs [%]	\dot{q}_T [kW/m ²]	$\Delta\dot{q}_T$ [%]	η_{EH} [%]	$(\eta_{EH})^3$ [%]	P_{Th} [kW/m ²]	ΔP_{Th} [%]
50	-16.67	5.770	18.09	89.49	71.78	8.051	15.56
55	-8.33	5.291	8.26	89.16	70.87	7.465	7.15
60	0	4.886	0	88.85	70.14	6.967	0
65	8.33	4.541	-7.07	88.53	69.39	6.545	-6.06
70	16.67	4.242	-13.19	88.21	68.64	6.180	-11.29

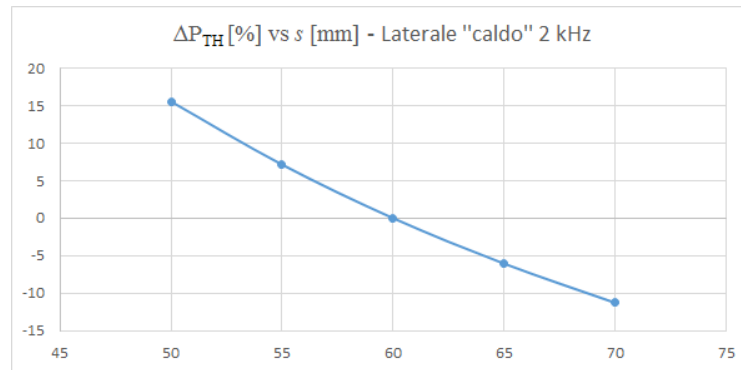
Tabella 5.34: P_{Th} laterale al variare dello spessore di isolamento.

s	Δs [%]	\dot{q}_T [kW/m ²]	$\Delta\dot{q}_T$ [%]	η_{EH} [%]	$(\eta_{EH})^3$ [%]	P_{Th} [kW/m ²]	ΔP_{Th} [%]	$\Delta'P_{Th}$ [%]
60	-16.67	5.770	18.09	89.49	71.78	6.818	12.73	-15.32
65	-8.33	5.291	8.26	89.16	70.87	6.407	5.95	-14.16
70	0	4.886	0	88.85	70.14	6.048	0	-13.19
75	8.33	4.541	-7.07	88.53	69.39	5.738	-5.13	-12.33
80	16.67	4.242	-13.19	88.21	68.64	5.465	-9.64	-11.58

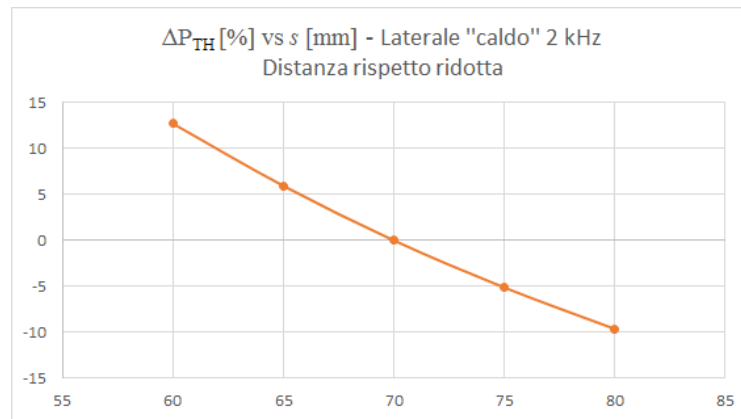
Tabella 5.35: P_{Th} laterale al variare dello spessore di isolamento con distanza di rispetto ridotta.

Oltre al risultato banale di miglioramento dell'efficienza, attraverso la riduzione della distanza di rispetto tra isolante e suscettore laterale, si evince che l'aumento

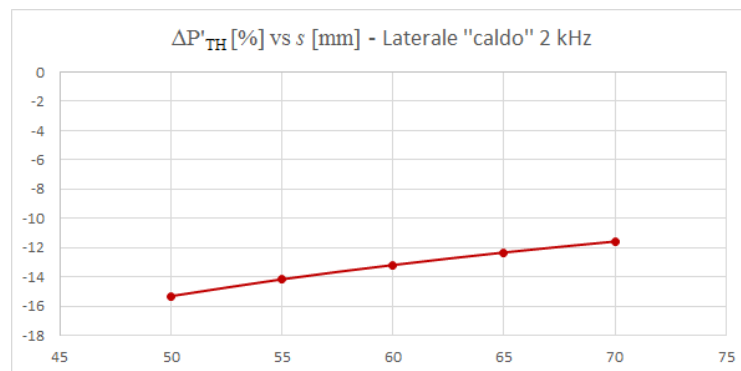
³Ipotizzando un comportamento dell'isolante, dal punto di vista elettromagnetico, equiparabile a quello dell'aria.



(a) Grafico ΔP_{Th} vs s . Ipotesi: induttore laterale alla frequenza di esercizio pari a 2 kHz.



(b) Grafico ΔP_{Th} vs s . Ipotesi: induttore laterale alla frequenza di esercizio pari a 2 kHz e distanza di rispetto ridotta.



(c) Grafico $\Delta' P_{Th}$ vs s . Ipotesi: induttore laterale alla frequenza di esercizio pari a 2 kHz.

Figura 5.47: Plot ΔP_{Th} laterale vs s .

delle dimensioni lungo il lato provoca un aumento della distanza induttore-carico con conseguente incremento di spazio per l'isolante.

Anche seppur buono, un incremento di efficienza del 10% così calcolato si sti-

Risultati numerici

ma possa portare un incremento di efficienza del processo di circa il 2-3%: difatti, circa il 50% della potenza viene fornita dall'induttore laterale ed inoltre la riduzione dell'efficienza di trasferimento peggiora l'efficienza durante i transitori termici di riscaldamento.

Al fine di valutare la bontà del calcolo è possibile, in modo semplice, sostituire gli attuali isolanti laterali con dei nuovi isolanti dallo spessore nominale di 70 mm, riducendo così lo spazio di rispetto ma soprattutto non intaccando la geometria dell'induttore laterale. I dati così ottenuti potrebbero dar luogo a valutazioni ulteriori e più attendibili sulla scelta di sostituire l'induttore laterale stesso: si ricordano qui le contenute dimensioni della camera a vuoto che pongono la valutazione dell'effetto della riduzione della distanza induttore-camera.

5.2.3 Zona Inferiore

L'isolamento della zona inferiore resta uno dei punti più critici, difatti se il miglioramento della capacità isolante è cosa assai gradita in fase di mantenimento non si può dire la stessa cosa in fase di solidificazione.

Per ottenere un buon controllo del flusso termico, soprattutto nella zona inferiore, è essenziale un attuatore come l'induttore inferiore che riesce, assieme al coordinamento con le pareti isolanti semovibili, a controllare in modo fine e continuo sia la quota di calore immesso sia quella uscente: ciò resta uno dei punti di forza del forno *i*-DSS.

La valutazione in termini di efficienza stretta non ha alcun senso e non viene riportata, mentre si cita uno studio più attento condotto da G. Ferro [?] da prendere in considerazione alla luce dei risultati sperimentali, in termini di qualità delle celle ottenute con la versione G5 del forno *i*-DSS, riportati nell'articolo [20].

5.3 Risultati Simulazioni Fluidodinamiche

Il gran lavoro di preparazione condotto sui modelli elettromagnetici 3D ha reso possibile la simulazione termica in stato stazionario della componente termica accoppiata a quella fluidodinamica, la quale incorpora la distribuzione della potenza termica tipica del riscaldamento ad induzione.

Difatti, in ambiente Flux si sono esportati, per tutti i modelli visti sia a bassa sia a media frequenza, i valori della densità di potenza presso i nodi della mesh e le tre componenti spaziali della parte costante della forza di Lorentz, creando così un vasto datasheet composto da mappe in formato di testo.

In ambiente Comsol Multiphysics 3D è possibile importare le mappe di distribuzione delle grandezze, esportate da Flux, attraverso funzioni interpolanti che approssimano ai nodi la distribuzione originaria.

Inoltre, è possibile moltiplicare queste mappe per un coefficiente di proporzionalità, k : questo è concesso dalle ipotesi di costanza delle proprietà dei materiali. Dai risultati di simulazioni numeriche di contemporaneità di riscaldamento di due induttori a pari frequenza (non riportate in questa tesi) è possibile applicare la sovrapposizione degli effetti senza incorrere in errori eccessivi; è dunque possibile definire la potenza depositata nel nodo i -esimo come la combinazione lineare delle tre distribuzioni moltiplicate per il corrispettivo coefficiente di proporzionalità, ovvero:

$$p_i = k_{Sup} \cdot p_{i-Sup} + k_{Lat} \cdot p_{i-Lat} + k_{Inf} \cdot p_{i-Inf} \quad (5.7)$$

I coefficienti k così definiti, sempre grazie alla linearità del problema elettromagnetico, possono essere utili per risalire alle grandezze elettromagnetiche, i.e. per le correnti vale la relazione:

$$\frac{p_{Flux}}{p_{Comsol}} = k_{Sup} = \frac{I_{RMS-Flux}^2}{I_{RMS-Comsol}^2} \quad (5.8)$$

Attraverso i coefficienti k è possibile integrare (teoricamente) le infinite combinazioni delle distribuzioni della densità di potenza, depositata per induzione dei tre induttori, senza la risoluzione diretta del problema. In questo modo è possibile integrare la distribuzione della densità di potenza per fenomeni induttivi nella risoluzione del problema termico, comprensivo del fenomeno di irraggiamento e della convezione termica dato dalla fluidodinamica dei moti del flusso nell'ambiente di lavoro Comsol.

Al fine di comprendere meglio gli effetti delle varie componenti si propone la soluzione di 4 modelli con grado di complessità crescente. La condizione termica di scambio con l'esterno avviene attraverso l'irraggiamento con una temperatura ambiente pari a 50° C.

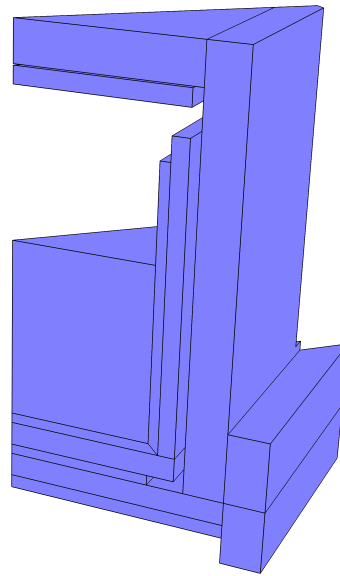


Figura 5.48: Modello Comsol 1/8 del sistema.



Figura 5.49: Soluzione monolitica delle pareti laterali in grafite isostatica.

5.3.1 Thermal aspect

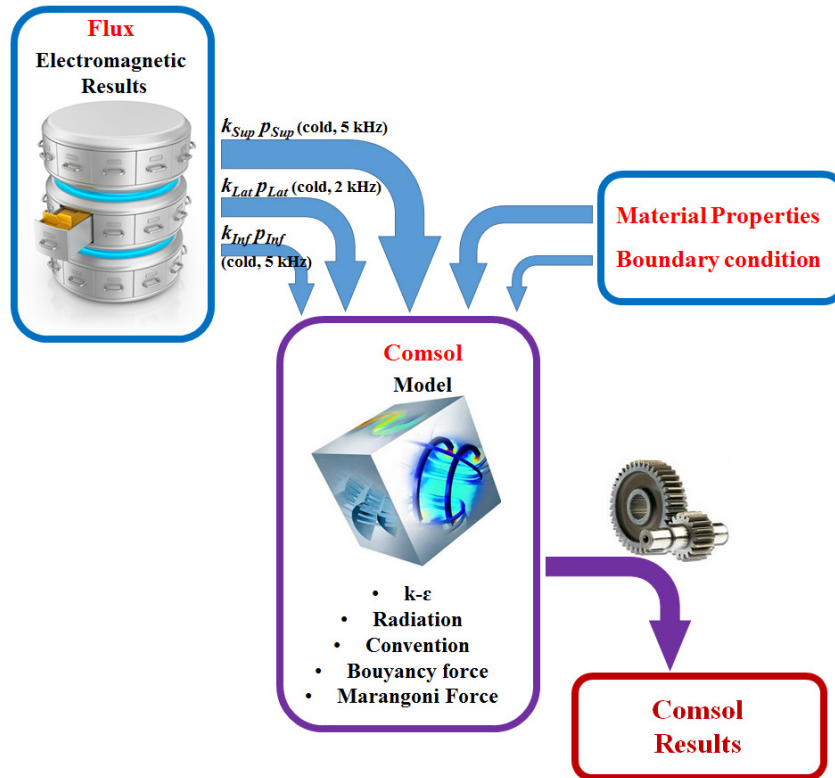


Figura 5.50: Flusso di Lavoro.

Il modello che presenteremo integra la componente termica, escludendo qualsiasi considerazione riguardante le forze elettromagnetiche. I modelli da cui si è estratta la distribuzione della potenza termica presentano la frequenza di 5 kHz, per quanto riguarda l'induttore superiore e inferiore, e 2 kHz per l'induttore laterale in concordanza con la frequenza di lavoro attuali. Le mappe di densità di potenza sono state estratte dai modelli in configurazione denominata precedentemente a "freddo", in modo da escludere il calore depositato all'interno del Silicio.

Altre semplificazioni dal punto di vista termico sono state introdotte, i.e. l'isolamento del secondo sistema d'isolamento dell'induttore inferiore nella configurazione CLOSE semplificato con un pannello di spessore equivalente. L'isolamento, migliorato ai bordi del DS-Block, è stato modificato in fase di simulazione al fine di eliminare l'air-gap tra i due componenti, escludendo quindi in questa parte la trasmissione termica per irraggiamento e sostituita con una a puro carattere conduttivo.

Il modello ha subito queste semplificazioni al fine di alleggerire il peso computazionale, che comunque rimane assai elevato: il tempo di calcolo con una Workstation dotata di 12 CPU, alla frequenza di clock pari a 2.60 GHz, impiega un tempo di ri-

soluzione pari a circa 90 ore. Ricordiamo, inoltre, che si sono sfruttate le simmetrie del problema al fine di calcolare la soluzione in un 1/8 dell'intero sistema.

I coefficienti k , calcolati al fine di raggiungere una configurazione di completa fusione in stato stazionario che presenti una temperatura nella zona inferiore del Silicio prossima alla temperatura di Solidificazione, sono indicati in **Tab: 5.36**.

k_{Sup}	k_{Lat}	k_{Inf}
886.78 E3	223.4 E3	413.03 E3

Tabella 5.36: Coefficienti k

In **Fig: 5.51** si evidenzia la distribuzione di potenza nel carico, in particolare la distribuzione della potenza sullo spigolo tra le due pareti laterali, e si evince come le correnti non siano più affacciate alla superficie della grafite ma tendano a richiudersi verso l'interno al fine di transitare nel percorso a minor resistenza. Questo percorso potrebbe essere assai differente nella realtà, in base al buon contatto elettrico tra le pareti di grafite. Questa soluzione risulta essere verosimile in condizione di utilizzo del componente laterale monolitico, **Fig: 5.49**. Per completezza di esposizione si riportano, in **Tab: 5.37**, i valori di potenza termica introdotta dai tre sistemi di riscaldamento, calcolandone il corrispettivo valore in percentuale calcolato sulla potenza termica immessa totale e poi considerando anche l'efficienza di trasferimento carico-induttore al fine di capire la potenza trasferita ai capi di ciascun induttore.

Elemento	Potenza Termica	% Pot. Termica	Efficienza carico-ind.	Potenza capi ind.	% Pot. capi dell'ind.
Superiore	4.50 [kW]	28.39%	79.16%	5.68 [kW]	30.80%
Laterale	8.85 [kW]	55.84%	91.54%	9.67 [kW]	52.44%
Inferiore	2.50 [kW]	15.77%	80.78%	3.09 [kW]	16.76%
TOTALE	15.85 [kW]	100%	-%	18.44 [kW]	100%

Tabella 5.37: Valori caratteristici della potenze immessa nel sistema dai tre elementi riscaldanti, nelle simulazioni fluidodinamiche.

Si riporta in **Fig: 5.52** la mappa termica dell'intero sistema, mentre in **Fig: 5.53** si riportano le isovalue di temperatura all'interno del Volume del Silicio. Infine, in **Fig: 5.54**, viene descritta la mappa dell'intensità della velocità media, con la relativa direzione a cui il Silicio fuso è sottoposto alle forzanti di Marangoni e delle Buoyancy force.

Si evidenzia come il riscaldamento ad induzione ed il lavoro di miglioramento dell'isolamento ai bordi del DS-Block abbiano portato ad una buona configurazione

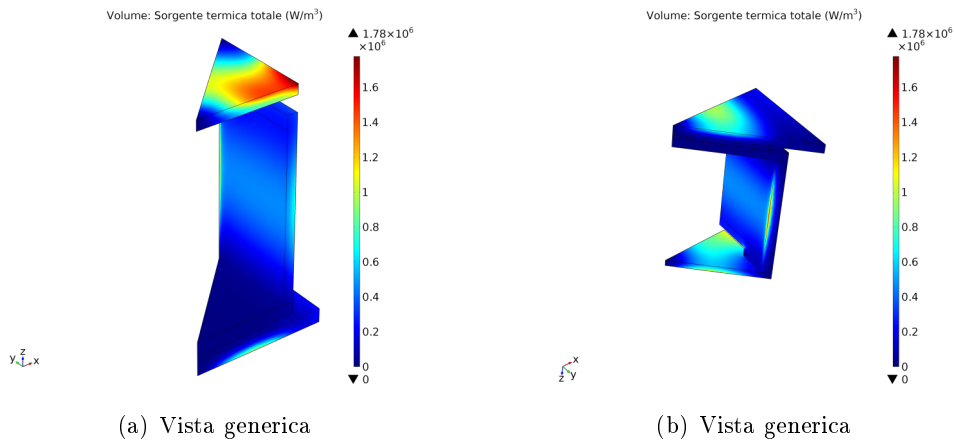


Figura 5.51: Power Density distribution.

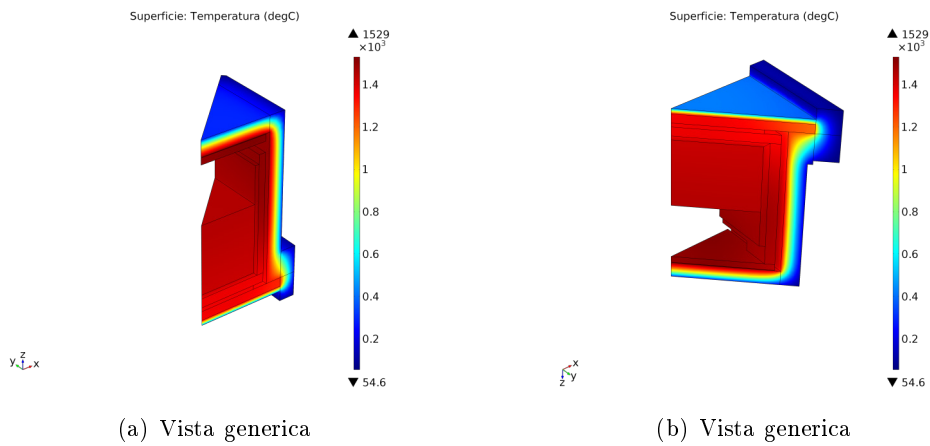


Figura 5.52: Temperature Map.

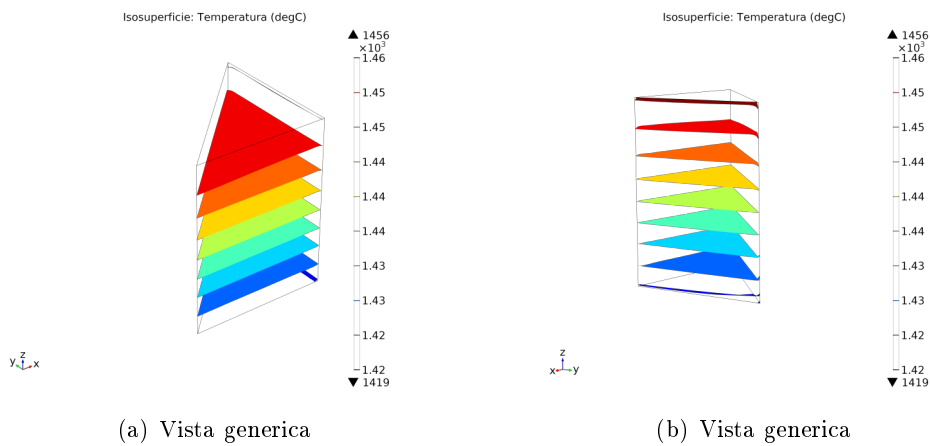


Figura 5.53: Isovalue of Temperature

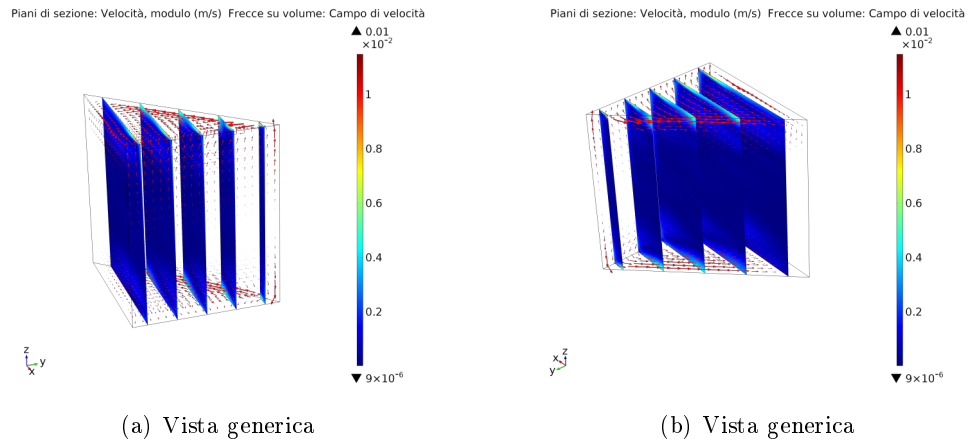


Figura 5.54: Velocity of Silicon Flow

delle isovalue di temperatura nel Silicio, evidenziando un'ottima planarità in congruenza con la metodologia SOPLIN. Si evince un leggero carattere convesso delle isovalue nei pressi della zona inferiore, il quale potrebbe dare vita nelle prime fasi di solidificazione ad un'interfaccia solido-liquido anch'essa leggermente convessa (una maggior conferma si potrebbe ricavare da studi non stazionari). Man mano che saliamo le superfici di equi-temperatura assumono un carattere leggermente concavo.

La configurazione termica determina la mappa delle velocità del flusso, difatti nel modello agiscono le forze di galleggiamento e di Marangoni: il plottaggio dei vettori velocità permette di riconoscere due celle nel pattern del fluido, con rotazioni opposte.

Le velocità del flusso risultano essere contenute, con un picco massimo nell'ordine dei 10 cm/s, in congruenza con i modelli numerici equivalenti presentati nel lavoro di Tesi magistrale con differente software. Si evidenzia come il maggior salto termico presente negli angoli comporti la maggior velocità del fluido in prossimità di questa zona.

Infine, il gradiente termico medio lungo l'altezza risulta essere di circa 1.4 K/cm e quindi prossimo ai valori tipici raggiunti in solidificazione.

5.3.2 Lorentz Force Middle frequency

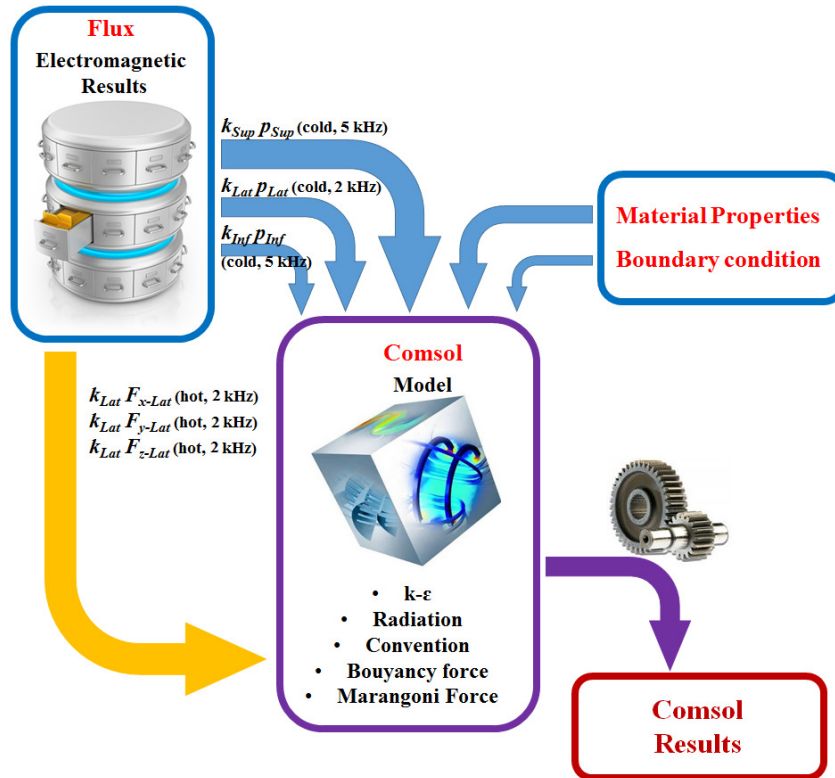


Figura 5.55: Flusso di Lavoro.

Questo modello aggiunge, alla frequenza di 2 kHz, la componente costante della forza di Lorentz dell'induttore laterale: l'astrazione della mappa delle forze è stata ricavata dal modello "a caldo" e scalata dello stesso fattore k utilizzato per la scalabilità della mappa di densità di potenza dello stesso induttore. Si plottano dunque i vettori forza così definiti in **Fig: 5.66**, ricordando che attraverso il coefficiente k è possibile risalire al valore di corrente circolante nell'induttore laterale (pari a circa $640 A_{RMS}$).

Si riportano dunque rispettivamente le mappe termiche, le isovalue di temperatura ed i vettori velocità del fluido rispettivamente in **Fig: 5.57**, **Fig: 5.58** e **Fig: 5.59**.

Si evidenzia subito come le forze elettromagnetiche influiscono sulla fluidodinamica del fuso, con conseguente ri-arrangiamento sia della mappa termica interna al Silicio sia (in ridotta misura) su quella dei componenti prossimi al fluido. Si evince come questa frequenza interagisca con il movimento del fluido e l'energia associata ad esso, rappresentando un aspetto positivo nello scopo di ottenere la separazione delle particelle di Carburo di Silicio (*SiC*) sfruttando il principio delle Leenov Kolin Forces (LKF). Una frequenza maggiore comporta uno shield effect del campo magnetico

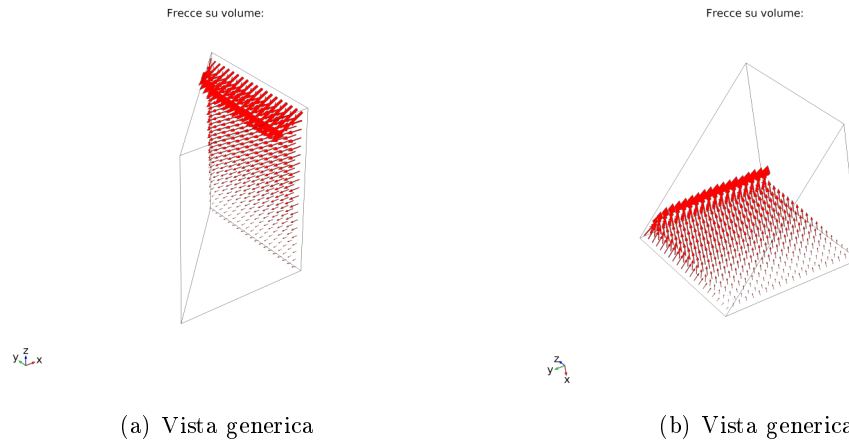


Figura 5.56: Vector distribution of constant component of Lorentz Force.

superiore, svolto dalle pareti in grafiti: quest'ultimo aspetto risulta essere positivo nell'ottica di possedere due attuatori che agiscano in modo quasi indipendente per i due scopi, ovvero il riscaldamento a media frequenza ed il mixing a bassa frequenza, agendo su entrambi gli aspetti per la massimizzazione della qualità del prodotto di solidificazione. La direzione da intraprendere, ossia lo scopo, comporta una scelta tecnica e viceversa.

Tornando ai risultati del modello, si evidenzia come la maggior velocità media del fluido, od anche maggior mixing, comporti una maggior uniformità della temperatura: difatti il range di temperatura si è notevolmente ridotto all'intervallo di circa 17 K, mentre per quanto riguarda le isovalue sono molto più articolate ed hanno una stretta dipendenza dai moti del fluido (anch'essi articolati). La deformazione delle isovalue, rispetto al precedente modello (solo i fenomeni termici), risulta essere maggiore ove l'intensità delle forze agenti nel fluido è superiore, ovvero nella zona prossima al pelo libero e alle pareti del crogiolo.

Le velocità massime si registrano lontano dalla zona di inizio solidificazione, riducendo l'efficacia delle forze elettromagnetiche così configurate al fine di ottenere una maggiore omogeneità chimica nelle prime fasi del processo.

Il campo d'induzione magnetica risulta essere assai inferiore al valore di 40 mT ed anche la frequenza attuale si mostra più bassa rispetto al valore di 4 kHz: tali valori sono stati stimati per ottenere il fenomeno della separazione con particelle dell'ordine di 5-10 μm , obiettivo del progetto SIKELOR.

L'impossibilità di raggiungere questi valori di intensità del campo induzione magnetica nel sistema Lab scale *i*-DSS costringe ad un duro lavoro di re-design dell'intero sistema, su cui il LEP -Laboratorio di elettrotermia di Padova- sta lavorando duramente. Lo studio ambisce a raggiungere i valori prefissati del campo d'induzione

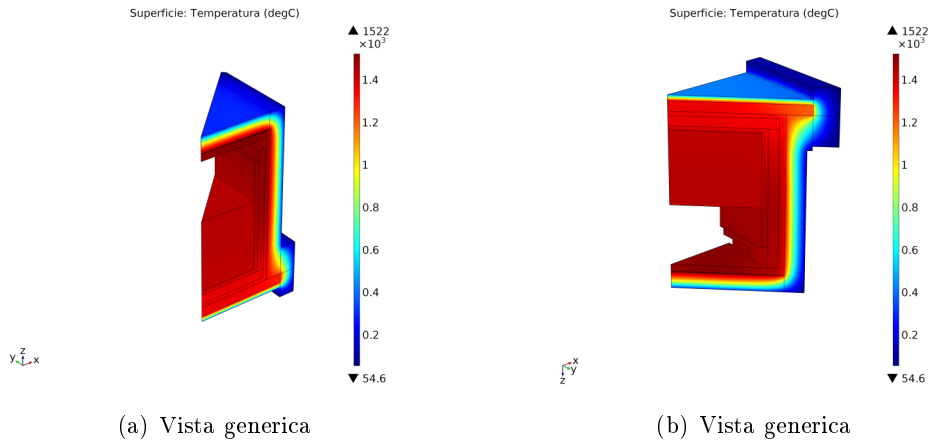


Figura 5.57: Temperature map.

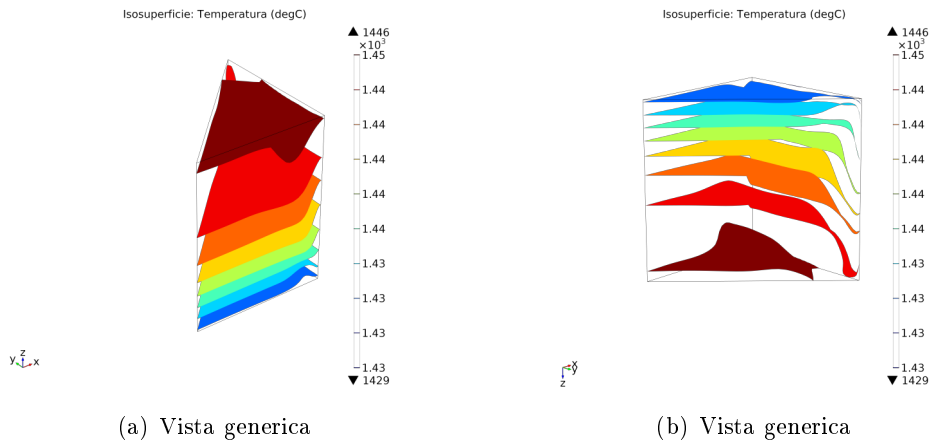


Figura 5.58: Isovalue of Temperature on Silicon.

magnetica, rispettando i vincoli termici e meccanici.

Un primo risultato parziale di separazione è comunque realizzabile nel sistema attuale, in quanto è possibile utilizzare in questi primi test particelle di Carburo di Silicio con dimensioni che risultano maggiori rispetto a quelle tipiche delle particelle ottenute nel processo di wafering del Silicio al fine di diminuire in modo forzato l'intensità del campo induzione magnetica necessaria alla separazione.

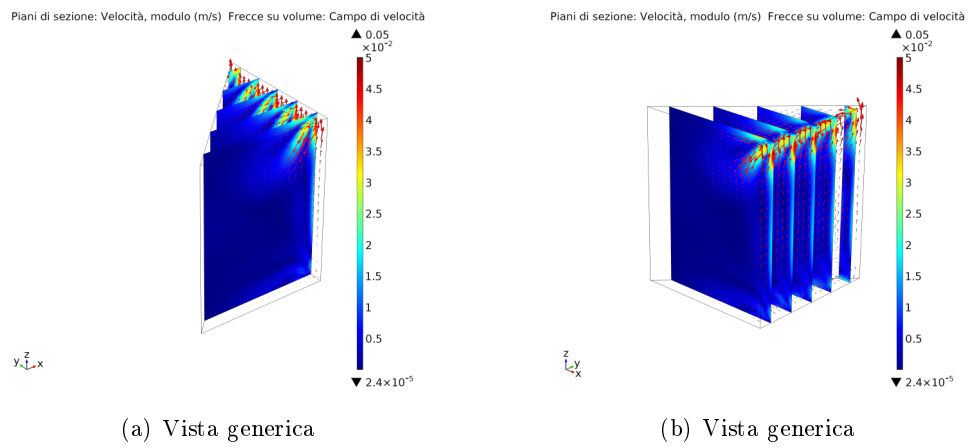


Figura 5.59: Velocity of Silicon Flow.

5.3.3 Lorentz Force Low frequency



Figura 5.60: Flusso di Lavoro.

Il modello presentato in questa sezione elimina la componente media delle forze di Lorentz alla frequenza di 2 kHz, così da considerare quella a bassa frequenza pari 50 Hz calcolata nel modello elettromagnetico **Low AMF**, Sez: 5.1.4.1. Non si è presa in considerazione, per semplicità, la potenza termica introdotta da quest'ultima frequenza: l'approssimazione è ammissibile, considerando il valore della potenza introdotta con tale frequenza con la corrente ipotizzata di 500 A_{RMS} confrontata con quelle introdotte a media frequenza dai tre induttori.

Introduciamo qui il coefficiente k_{50-500} , ossia il coefficiente di correzione della mappa della componente costante della forza di Lorentz, calcolata nel modello *Low AMF* a 50 Hz con la configurazione "a caldo" ed un valore di 1 A_{RMS} per ciascuna spira. Il valore del coefficiente k_{50-500} è pari a 2500.

La velocità media del fluido calcolata nella risoluzione del problema fluidodinamico, con formulazione $k-\varepsilon$, risulta essere maggiore di quella del modello precedente. L'incremento di velocità porta ad un'ulteriore omogeneizzazione della temperatura con un delta di temperatura interno al fluido pari a circa 13 K, indice di un più efficace effetto mixing. I moti del fluido sono assai complessi ed assumono una struttura tridimensionale: si noti una forte corrente ascensionale in corrispondenza dell'angolo

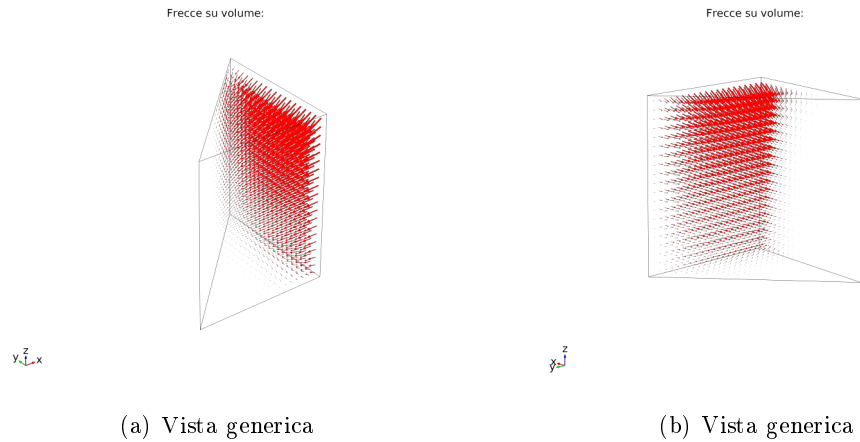


Figura 5.61: Vector distribution of constant component of Lorentz Force.

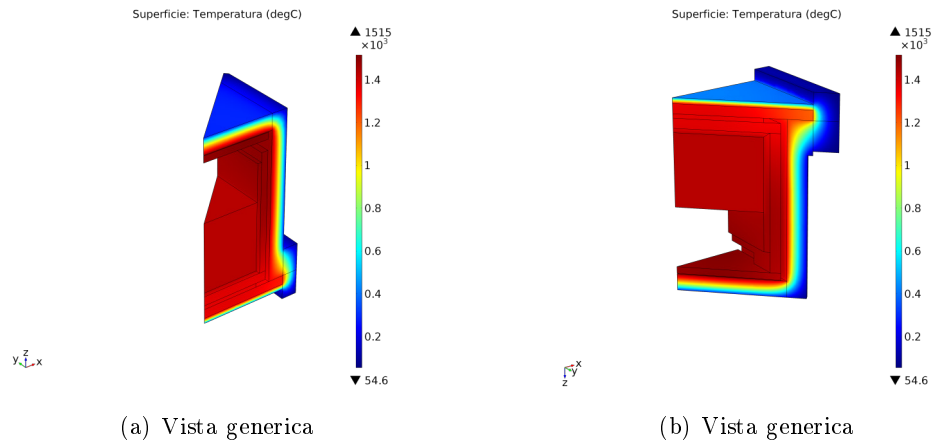


Figura 5.62: Temperature map.

del crogiolo, ove il decremento dell'intensità della forza di Lorentz provoca una zona di sotto-pressione.

Questa tipologia di mixing si adatta bene alla crescita cristallina di Silicio: l'effetto mixing può ritardare la formazione di precipitati di Carburo di Silicio nei lingotti destinati alla produzione di celle solari, con beneficio in termini di qualità ma anche nella linea di produzione.

Rimane da valutare il carattere pulsante applicato a questa configurazione, in modo tale da impedire la formazione di moti regolari ed agire attraverso le forze di Lorentz periodicamente, ad intervalli di tempo variabile, nella formazione di flussi caotici incrementando l'effetto mixing.

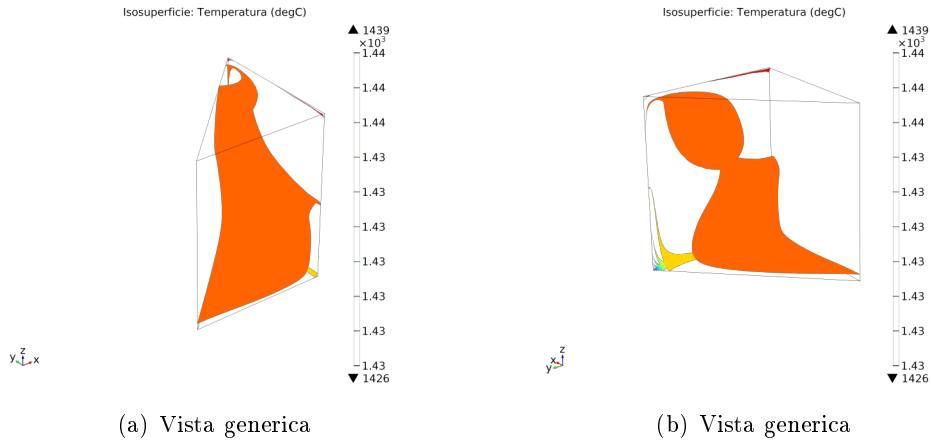


Figura 5.63: Isovalue of Temperature on Silicon.

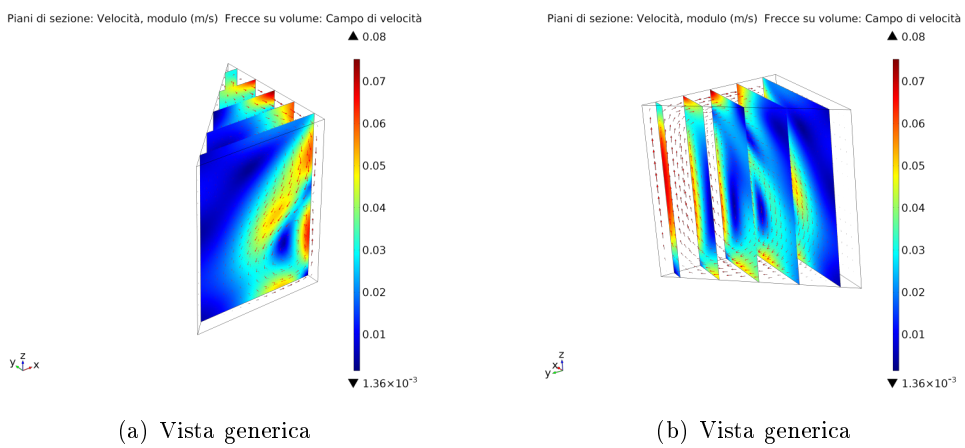


Figura 5.64: Velocity of Silicon Flow.

5.3.4 Lorentz Force Superimpose

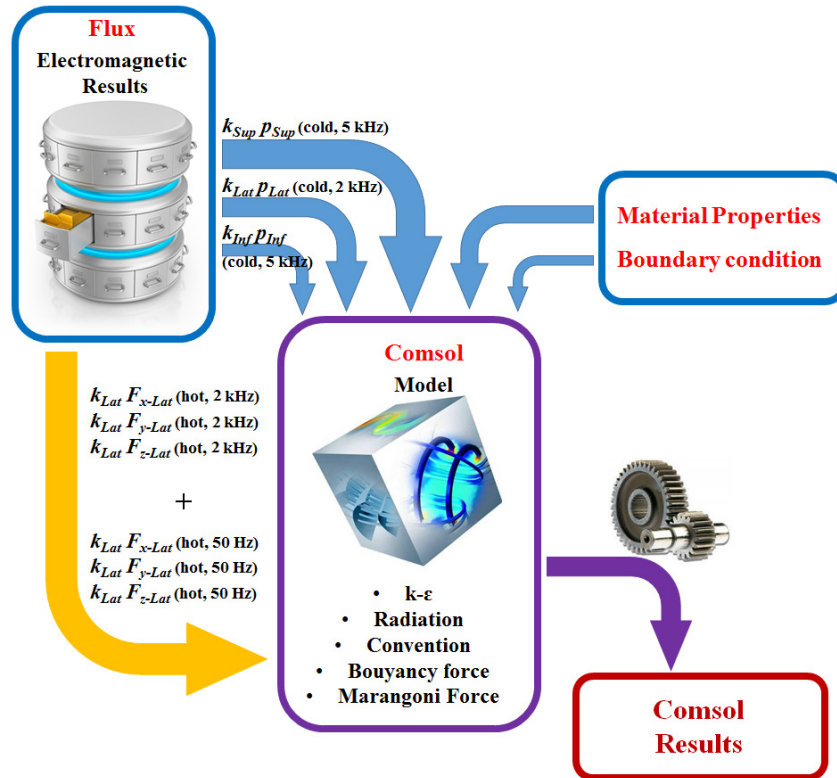


Figura 5.65: Flusso di Lavoro.

Il modello presentato in questa sezione risulta essere il più complesso considerato in tutta la discussione di questo elaborato, difatti esso considera:

1. la risoluzione del problema termico, considerando irraggiamento, conduzione, convezione nel Silicio (punto 2) e la potenza introdotta dai tre induttori (punto 3-media frequenza);
2. la risoluzione del problema fluidodinamico, ponderando le forze di galleggiamento e di Marangoni nascenti da gradienti termici (punto 1) e l'introduzione delle forze elettromagnetiche (punto 3 a bassa e media frequenza);
3. l'importazione delle mappe della densità di potenza termica dai modelli elettromagnetici, opportunamente corretti dai coefficienti k .

In particolare, si sono considerati gli stessi coefficienti k descritti in **Tab: 5.36** con le medesime considerazioni fatte per k_{lat} e k_{50-500} dei modelli rispettivamente a middle ed a low frequency.

Contrariamente a quanto prevedibile dalla somma dei vettori forza, il campo di velocità non subisce una forte variazione in termini assoluti di velocità rispetto al

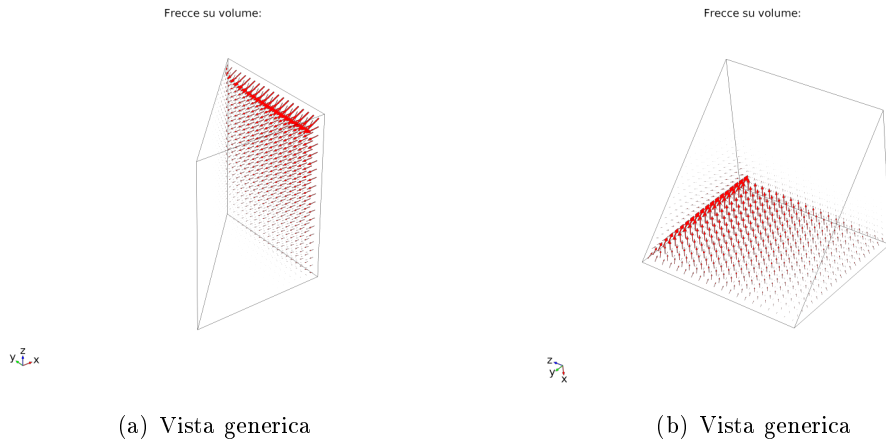


Figura 5.66: Vector distribution of constant component of Lorentz Force.

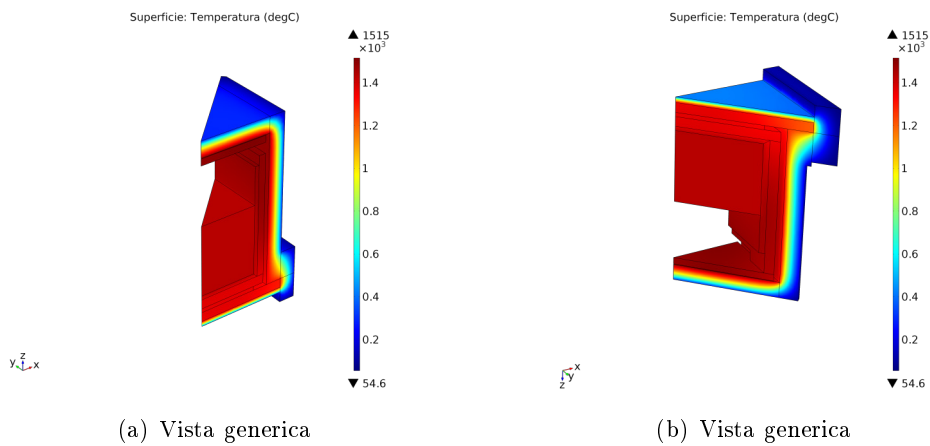


Figura 5.67: Temperature map.

modello low frequency anche se con un'attenta osservazione si individuano caratteri di ambedue le precedenti mappe di velocità con un'alta velocità in zona prossima allo spigolo del crogiolo della media frequenza. Una variazione più morbida (smooth) si evidenzia, invece, nella zona centrale caratteristica della bassa frequenza.

L'omogeneità termica, data dal fenomeno di convezione associato al trasporto di energia e materia rappresentando un indice dell'omogeneità chimica del fuso, risulta essere la migliore di tutti i modelli discussi, difatti il delta di temperatura interno alla massa fluida è di circa 10 K.

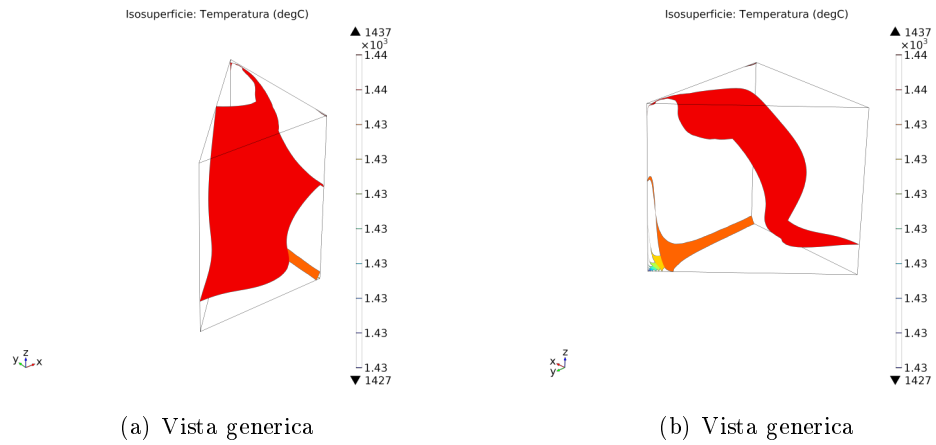


Figura 5.68: Isovalue of Temperature on Silicon.

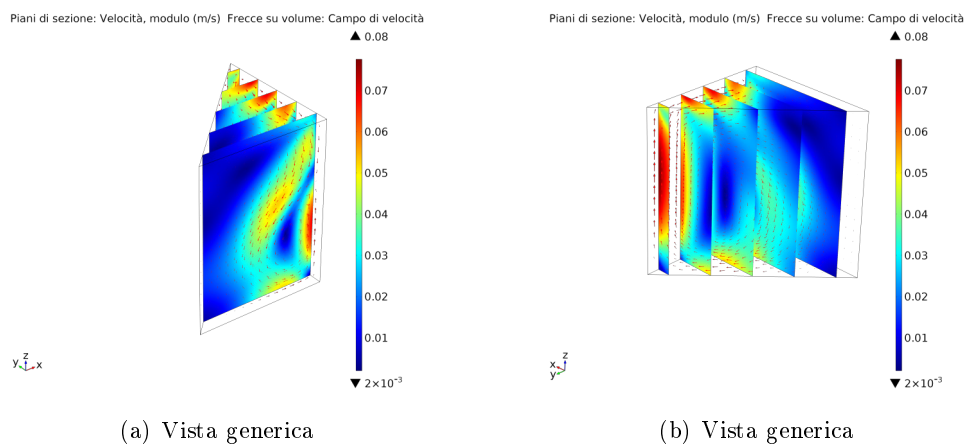


Figura 5.69: Velocity of Silicon Flow.

5.3.5 Osservazioni

Lo studio fluidodinamico mette in luce le possibilità del sistema *i*-DSS, ma anche i limiti della configurazione attuale.

Prendendo in considerazione la crescita cristallina per la formazione di lingotti di Silicio destinati alla produzione di celle solari, il forno *i*-DSS si dimostra:

- flessibile, adattandosi al processo di solidificazione direzionale SOPLIN con l'ottenimento di una struttura multicristallina, ma anche ai più avanzati processi di solidificazione, come Mono-Like-Casting e High Performance Multi Crystalline;
- efficiente, registrando già nella configurazione attuale buoni valori di efficienza energetica, qualità indispensabile nel contenere i costi di produzione di un processo altamente energivoro;
- migliorabile, in quanto sia dal punto energetico che qualitativo abbiamo visto come alcune accortezze possano migliorare l'efficienza del sistema attuale, come l'adozione del concentratore di flusso o il decremento della frequenza di lavoro dell'induttore superiore dai 5 ai 2.5 kHz. L'incremento della frequenza di risonanza dell'induttore laterale porterebbe ad una riduzione di efficienza nell'ordine del 2-3%, recuperabile con l'incremento dello spessore di isolamento. Quest'ultimo cambiamento di frequenza dovrebbe ridurre sensibilmente le forze di Lorentz sperimentate dal Silicio e, in tal modo, le simulazioni fluidodinamiche che considerano le sole forze nascenti da un campo termico non uniformi vengono realmente a verificarsi. In tal caso, abbiamo visto la buona planarità delle superfici a temperatura costante. La possibilità di sovrapporre un secondo campo magnetico a bassa frequenza, con lo scopo di miscelaggio, può rivelarsi utile al fine di posticipare negli ultimi step fenomeni di precipitazione: essi sono difatti legati ad una scarsa omogeneizzazione chimica, conseguenza del fenomeno di segregazione durante la solidificazione. Un miscelaggio forzato può ritardare la formazione di precipitati verso gli ultimi step di solidificazione, anche se potrebbe alterare la configurazione termica con isovalue di temperatura planarie: in tale scenario, un compromesso potrebbe essere l'utilizzo di un campo magnetico destinato al miscelaggio di carattere pulsante (PMF) ad intervalli di tempo regolare od anche irregolari, oppure con una ridotta intensità rispetto a quella simulata.

Considerando il fenomeno di separazione, abbiamo osservato come la configurazione attuale impedisca di ottenere un campo di frequenza ed intensità richiesto dalla stima eseguita dai partner del progetto, al fine di trattenere le particelle di Silicio nelle zone

prossime alle pareti del crogiolo durante la fase di solidificazione. Difatti, la potenza immessa nel sistema, al fine di raggiungere tali valori del campo induzione magnetica, porterebbe ad un intenso riscaldamento del sistema stesso.

Allo scopo di ottenere la separazione di tutte le particelle in sistemi di elevate dimensioni, come si presenta il Lab scale *i*-DSS od anche sistemi ulteriormente maggiori come quelli tipici industriali, è fondamentale l'utilizzo di un sistema di rimiscelamento come quello offerto dall'impiego di un campo magnetico alternato a bassa frequenza sovrapposto a quello di separazione.

Il bilanciamento dei due campi deve essere eseguito attentamente, difatti la drag force agente sulle particelle deve essere sufficiente al suo movimento dal centro del crogiolo verso l'esterno ma non essere così intensa da sovrastare le forze di Leenov e Kolin nella zona prossima al crogiolo, in modo tale da impedire il movimento delle particelle dal bordo verso il centro.

Risultati parziali si potrebbero ottenere, con la configurazione attuale, incrementando le dimensioni delle particelle, oltre a quelle tipiche date dal processo di wafering. Anche se questo risulta a prima vista scoraggiante, lascia una maggiore libertà al progettista per il re-design del sistema.

Il lavoro di re-design, in corso d'opera al Laboratorio di Elettrotermia di Padova, si dovrà concentrare su una nuova soluzione dell'induttore laterale ed anche dei suscettori laterali, investigando l'applicazione di nuovi materiali in questo campo.

Risultati numerici

Capitolo 6

Conclusioni

In questo lavoro è stato effettuato uno studio attento del sistema Lab-scale *i*-DSS che, come in ogni forno *i*-DSS, si propone con svariate soluzioni innovative atte alla produzione di lingotti di Silicio Multicristalino. Il design innovativo del forno di riscaldamento ad induzione consente di migliorare il processo di colata di Silicio, al fine di ottenere lingotti di elevata qualità. La flessibilità del sistema viene messa in luce dalle tre tipologie di applicazione studiate nei vari step di sviluppo del forno, dalla realizzazione di lingotti multicristallini, dal più sfidante processo Mono-Like-Casting, fino all'applicazione EPM delle Leenov Kolin Force per il riciclo del Silicio.

Lo studio si è focalizzato nella dimensione del Lab-scale *i*-DSS e partendo dalla configurazione attuale e con lievi scostamenti, si sono identificati alcuni interventi migliorativi in termini di efficienza energetica del processo di casting. Si è individuata una nuova frequenza di risonanza dell'induttore superiore, differente da quella attuale, che ottimizza l'efficienza del sistema; si è eseguito uno studio sull'integrazione di un concentratore di flusso applicato all'induttore inferiore cercando di ottenere un buon compromesso tra guadagno di efficienza e costo del dispositivo. Altri miglioramenti sono possibili agendo sulla configurazione termica nello specifico, dalle simulazioni fatte risulta vantaggioso incrementare lo spessore isolante a discapito non solo del gap di rispetto tra isolante termico e suscettore laterale ma anche della vicinanza induttore laterale-carico. Non si è valutato l'utilizzo di isolanti termici più preformanti, al fine di non discostarsi troppo dalla configurazione di un classico forno a resistori e per una questione di problematicità legata alla compatibilità chimica.

Nell'elaborato si è presentato uno studio fluidodinamico del fuso, esso ha proposto numerosi spunti di discussione ed ha messo in luce le potenzialità del sistema *i*-DSS nell'integrazione di una bassa frequenza destinata al rimescolamento del fuso. Le esigenze di rimescolamento nel caso di solidificazione direzionale risultano essere differenti rispetto alla separazione delle particelle di Carburo di Silicio, le tecniche

Conclusioni

di stirring elettromagnetico presentate necessitano di ulteriori approfondimenti per essere affinate in relazione allo scopo di utilizzo. Nonostante la deflessione del mercato

fotovoltaico italiano, causata da una forte contrazione delle sovvenzioni, il mercato globale rimane, invece, fiorente in termini di GWp installati annui. Quest'ultimo risulta essere spinto da una forte riduzione dei prezzi, provocata dal verificarsi di una situazione di overcapacity delle linee di produzione. Attualmente, gli impianti di produzione di celle al Silicio risultano sovradimensionati rispetto alla richiesta attuale a causa di previsioni di crescita troppo ottimistica effettuate negli anni precedenti, provocando una riduzione del mercato dei servizi per la produzione stessa.

Nel caso di un forno destinato alla crescita cristallina di Silicio, la sua sostituzione con un forno ad equal tecnologia ma di generazione successiva, il quale presenterà fattori migliorativi, risulta essere un fattore ad alto rischio rispetto ad un più ridotto costo per la sostituzione delle componenti di usura. Tale fattore di rischio sale vertiginosamente di fronte ad un forno che propone forti elementi di discontinuità e spesso sconosciuti dal customer. La proposta di nuove applicazioni del forno, come illustrato in questo lavoro, si propone di dimostrare, con più forza ed incisivezza, la bontà della tecnologia ad induzione applicata a questo settore.

Appendice **A**

Abbreviazioni e notazione

AC Alternative Current

AMF Alternative Magnetic Field

ASCII American Standard Code for Information Interchange

CAD Computer Aided Design

CZ Czochralski

CFC Carbon Fiber Composite

DC Direct Current

DNS Direct Numerical Simulation

DS Directional Solidification

EM Electromagnetic

EPBT Energy PayBack Time

EPM Electromagnetic Processing of Materials

FZ Float Zone

HEM Heat Exchanger Method

HMI Human Machine Interface

LEP Laboratory for Electroheat of Padua

LED Light Emitting Diode

LKF Leenov-Kolin Force

Appendice

MWp MegaWatt di picco

NSMF Non Steady Magnetic Field

PID Proportional-Integral-Derivative

PLC Programmable Logic Controller

PMF Pulsing Magnetic Field

PSE Principio di Sovrapposizione degli Effetti

PV Photovoltaics

RCC Rotation Crystal Crucible

RANS Reynolds Averaged Navier Stokes

RMF Rotating Magnetic Field

SMF Steady Magnetic Field

SOPLIN SOLidification by PLanar INterface

TMF Trasversal Magnetic Field

VGF Vertical Gradient Freeze

Appendice **B**

Lavori Pubblicati

- Modelling for Electromagnetic Processing, MEP-2014, [20];
- 31st European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition, EU PVSEC 2015, [21];
- Electromagnetic Processing of Materials, EPM-2015, [22].

Bibliografia

Bibliografia

- [1] IEA Energy Statistics, Energy Balance Flows, 2012. URL <http://www.iea.org/Sankey/>. 6
- [2] Historic Trend in Energy Payback Time of Crystalline Silicon PV Modules. URL <http://www.ise.fraunhofer.de/de/downloads/pdf-files/aktuelles/photovoltaics-report-in-englischer-sprache.pdf>. 7
- [3] S. Orlandi G. Masson and M. Rekinge. Global Market Outlook for Photovoltaics 2014-2018, 2014. URL <http://www.epia.org>. 7, 8
- [4] Cédric Philibe and All. Technology Roadmap Solar Photovoltaic Energy, 2014. URL https://www.iea.org/publications/freepublications/publication/TechnologyRoadmapSolarPhotovoltaicEnergy_2014edition.pdf. 8, 10
- [5] Casting single crystal silicon: Novel defect profiles from BP Solar Mono2TM. *Solid State Phenomena*, 131-133:1–8, 2008. 11
- [6] Performance comparison between BP Solar Mono2TM and traditional multicrystalline modules. *Proceedings of 23rd European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition*, 2008. 11
- [7] High efficiency industrial silicon solar cells on silicon Mono2TM cast material using dielectric passivation and local BSF. *Proceedings of 24rd European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition*, 2009. 11
- [8] Wencheng Ma, Genxiang Zhong, Lei Sun, Qinghua Yu, Xinming Huang, and Lijun Liu. Influence of an insulation partition on a seeded directional solidification process for quasi-single crystalline silicon ingot for high-efficiency solar cells. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 100:231 – 238, 2012. ISSN 0927-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.solmat.2012.01.024>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0927024812000402>. Photovoltaics, Solar Energy Materials, and Technologies: Cancun 2010. 11

Bibliografia

- [9] Peter Rudolph. Travelling magnetic fields applied to bulk crystal growth from the melt: The step from basic research to industrial scale. *Journal of Crystal Growth*, 310:1298 – 1306, 2008. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2007.11.036>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002202480700944X>. Proc. of the ICCG-15. 13
- [10] Kaspars Dadzis. *Modeling of directional solidification of multicrystalline silicon in traveling magnetic field*. PhD thesis. URL http://www.qucosa.de/fileadmin/data/qucosa/documents/11749/KasparsDadzis_Dissertation_Web.pdf. 14
- [11] Dario Ciscato. *Innovative industrial applications of EPM (Electromagnetic Processing of Materials)*. PhD thesis. URL http://paduaresearch.cab.unipd.it/4045/1/Ciscato_PhD.pdf. 15
- [12] Natasha Dropka, Christiane Frank-Rotsch, and Peter Rudolph. Numerical study on stirring of large silicon melts by carousel magnetic fields. *Journal of Crystal Growth*, 354(1):1 – 8, 2012. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2012.05.037>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022024812003806>. 15
- [13] Tolomio Alessandro. Analisi numerica di un processo Mono-Like-Casting in un forno iDSS dalla capacità di 120 Kg di silicio feedstock. URL http://tesi.cab.unipd.it/40079/1/Tesi_di_Laurea.pdf. 26
- [14] Theory of electromagnetophoresis I: Magnetohydrodynamic forces experienced by spherical and symmetrically oriented cylindrical particles. *Journal of Chemical Physics*, (22(4)):683–688, 1954. 28
- [15] Metallurgical application of magnetohydrodynamics. *Proceedings of Symposium of IUTAM. London*, pages 245–259, 1984. 29
- [16] M. Kadkhodabeigi, J. Safarian, H. Tveit, M. Tangstad, and S. T. Johansend. Removal of SiC particles from solar grade silicon melts by imposition of high frequency magnetic field. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22(11):2813 – 2821, 2012. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1003632611615379>. 29
- [17] SGL, produttori di grafiti. URL <https://www.sglgroup.com>. 41
- [18] GrafTech, produttori di grafiti. URL <http://www.graftech.com/>. 41

-
- [19] Angelo Doni. *Processes and technologies for crystalline silicon production for photovoltaic applications*. PhD thesis. URL http://paduaresearch.cab.unipd.it/5745/1/doni_angelo_tesi.pdf. 75
- [20] Experimental results in industrial environment of the i-dss furnace. *MEP2014 - Proceedings. Hannover - Germany*, 2014. 119, 143
- [21] Effects of superimpose low and medium frequency magnetic fields in induction direction solidification system. *Proceedings of the EU PVSEC 2015. Hamburg - Germany*, 2015. 143
- [22] Study on fluid distribution of molten silicon during the directional solidification into i-dss furnace. *EPM2015 - Proceedings. Cannes sur Mer - France*, 2015. 143
- [23] F. Dughiero, M. Forzan, and D. Ciscato. A new dss furnace for energy saving in the production of multi-crystalline silicon. In *Photovoltaic Specialists Conference (PVSC), 2010 35th IEEE*, pages 002165–002170, June 2010. doi: 10.1109/PVSC.2010.5615883.
- [24] Mersen, produttori di grafiti. URL <https://www.mersen.com/en>.
- [25] Sergio Lupi. Appunti di elettrotermia.
- [26] P. Rudolph, M. Czupalla, B. Lux, F. Kirscht, Ch. Frank-Rotsch, W. Miller, and M. Albrecht. The use of heater-magnet module for czochralski growth of {PV} silicon crystals with quadratic cross section. *Journal of Crystal Growth*, 318(1):249 – 254, 2011. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2010.10.070>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022024810008006>. The 16th International Conference on Crystal Growth (ICCG16)/The 14th International Conference on Vapor Growth and Epitaxy (ICVGE14).
- [27] F. Dughiero, M. Forzan, D. Ciscato, M. CESANO, F. Crivello, and P. Bernabini. Method and device for obtaining a multicrystalline semiconductor material, in particular silicon, November 29 2012. URL <https://www.google.com.na/patents/US20120297580>. US Patent App. 13/503,272.
- [28] F. Dughiero, M. Forzan, D. Ciscato, M. CESANO, F. Crivello, and R. Bechini. Device for obtaining a multicrystalline semiconductor material, in particular silicon, and method for controlling the temperature therein, December 6 2012. URL <http://www.google.com.na/patents/US20120304697>. US Patent App. 13/503,283.

Bibliografia

- [29] F. Dughiero, M. Forzan, D. Ciscato, and F. Giusto. Multi-crystalline silicon ingots growth with an innovative induction heating directional solidification furnace. In *Photovoltaic Specialists Conference (PVSC), 2011 37th IEEE*, pages 002151–002156, June 2011. doi: 10.1109/PVSC.2011.6186381.
- [30] N.G. Stoddard. Methods and apparatuses for manufacturing monocrystalline cast silicon and monocrystalline cast silicon bodies for photovoltaics, October 4 2007. URL <https://www.google.com.na/patents/WO2007084934A3?cl=en>. WO Patent App. PCT/US2007/060,661.
- [31] N.G. Stoddard. Methods for manufacturing cast silicon from seed crystals, January 29 2009. URL <https://www.google.com.na/patents/WO2009014957A2?cl=en>. WO Patent App. PCT/US2008/070,187.
- [32] N.G. Stoddard, B. Wu, R.F. Clark, and J.A. Cliber. Methods and apparatuses for manufacturing cast silicon from seed crystals, January 29 2009. URL <https://www.google.com.na/patents/WO2009014961A1?cl=en>. WO Patent App. PCT/US2008/070,196.
- [33] N.G. Stoddard. Seed layers and process of manufacturing seed layers, August 5 2010. URL <https://www.google.com.na/patents/WO2010088046A1?cl=en>. WO Patent App. PCT/US2010/020,872.
- [34] G. Rancoule and C. Martin. Crucible and method for the production of a (near) monocrystalline semiconductor ingot, May 10 2013. URL <https://www.google.com.na/patents/WO2013064626A1?cl=en>. WO Patent App. PCT/EP2012/071,711.
- [35] D. Jockel, M. Matthias, and F. Kropfgans. Verfahren zur herstellung von mono-, quasimono- oder multikristallinen metall- oder halbmethallkörpern process for the preparation of mono-, quasimono- or multi-crystalline metal or semi-metal bodies, December 13 2012. URL <https://www.google.com.na/patents/DE102012100147A1?cl=en>. DE Patent App. DE201,210,100,147.
- [36] Ligu Chen and Bing Dai. Optimization of power consumption on silicon directional solidification system by using numerical simulations. *Journal of Crystal Growth*, 354(1):86 – 92, 2012. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2012.06.010>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022024812003958>.
- [37] Qinghua Yu, Lijun Liu, Zaoyang Li, and Peng Su. Global simulations of heat transfer in directional solidification of multi-crystalline silicon ingots under a

- traveling magnetic field. *Journal of Crystal Growth*, 401:285 – 290, 2014. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2013.12.062>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022024814000505>. Proceedings of 17th International Conference on Crystal Growth and Epitaxy (ICCGE-17).
- [38] J.W. Shur, B.K. Kang, S.J. Moon, W.W. So, and D.H. Yoon. Growth of multi-crystalline silicon ingot by improved directional solidification process based on numerical simulation. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 95 (12):3159 – 3164, 2011. ISSN 0927-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.solmat.2011.04.020>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0927024811002352>.
- [39] D. Vizman, K. Dadzis, and J. Friedrich. Numerical parameter studies of 3d melt flow and interface shape for directional solidification of silicon in a traveling magnetic field. *Journal of Crystal Growth*, 381:169 – 178, 2013. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2013.06.023>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022024813004272>.
- [40] Guoqiang Lv, Daotong Chen, Xi Yang, Wenhui Ma, Tao Luo, Kuixianai Wei, and Yang Zhou. Numerical simulation and experimental verification of vacuum directional solidification process for multicrystalline silicon. *Vacuum*, 116:96 – 103, 2015. ISSN 0042-207X. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.vacuum.2015.03.009>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0042207X15001098>.
- [41] Xi Yang, Wenhui Ma, Guoqiang Lv, Kuixian Wei, Tao Luo, and Daotong Chen. A modified vacuum directional solidification system of multicrystalline silicon based on optimizing for heat transfer. *Journal of Crystal Growth*, 400:7 – 14, 2014. ISSN 0022-0248. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2014.04.025>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002202481400308X>.
- [42] Silicon KErF LOss Recycling, SIKELOR. URL <http://www.sikelor.eu/>.
- [43] STR Group. URL <http://www.str-soft.com/>.
- [44] COMSOL Multiphysics® Modeling Software. URL <http://www.comsol.com/>.
- [45] ANSYS. URL <http://www.ansys.com/>.
- [46] CEDRAT, . URL <http://www.cedrat.com/>.
- [47] FEMAGsoft. URL <https://www.femagsoft.com/>.
- [48] Fluxtrol, . URL <http://www.fluxtrol.com/>.

Bibliografia

Ringraziamenti

Grazie **mamma, papà e Stefano.**

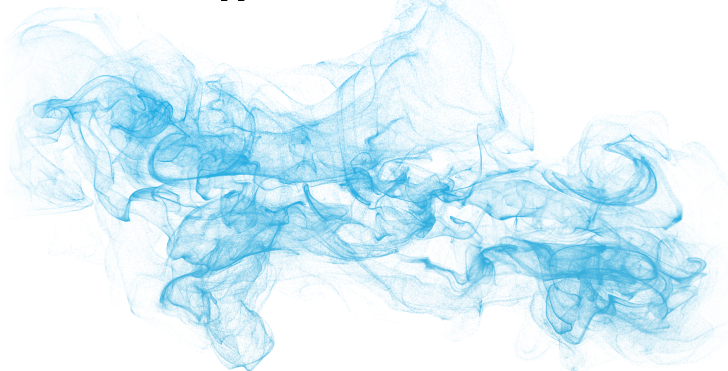
*Alla mia nuvola, **Jessica**, grazie del tuo aiuto, del tuo appoggio, del tuo sostegno e della tua presenza.*

Fra i ringraziamenti più sentiti figurano certamente gli amici del LEP: Angelo D., Cristian P., Fernando B., Mattia S., Nicola S., Elisabetta S., Francesco G., Antonio M., Christian B. e non per ultimo il tesista Manuel Z.. Non dimenticando i fornitori non solo di materiale ma anche di idee, Dario C., Francesco G., Nicola L., Francesco G., Marcello Z., Basso N..

Da tutti Voi ho assimilato molto ed in cuor mio spero di avervi lasciato qualcosa, non solo a livello professionale ma anche affettivo. Grazie per questi 3 anni.

Inoltre ringrazio il Prof. Dughiero Fabrizio, l'Ing. Forzan Michele ed all'Ing. Bullo Marco per la massima disponibilità dimostrata nei miei confronti, nel supporto e nelle opportunità di crescita concessami.

A tutti voi,
sento di rinnovare la mia gratitudine
GRAZIE



*“Nei momenti sereni ricordati di temere sempre le avversità e nelle avversità
ricordati di sperare sempre in cose migliori”*

-Catone il Censore-