

Progetto Nazionale MURST 2005
TECNOLOGIE INNOVATIVE AD ALTO RENDIMENTO NEL
RISCALDAMENTO AD INDUZIONE PER TRATTAMENTI TERMICI
DI BILLETTE E NASTRI DI ALLUMINIO

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA
RISCALDAMENTO AD INDUZIONE DI BILLETTE DI ALLUMINIO
MEDIANTE ROTAZIONE IN CAMPI MAGNETICI
STAZIONARI PRODOTTI DA MAGNETI SUPERCONDUTTIVI

Massimo Fabbri, Antonio Morandi, Pier Luigi Ribani
Dipartimento di Ingegneria Elettrica, Università di Bologna
Viale Risorgimento 2, 40136, Bologna, Italia
massimo.fabbri@mail.ing.unibo.it
antonio.morandi@mail.ing.unibo.it
pierluigi.ribani@mail.ing.unibo.it

Sommario Questo documento descrive lo studio del processo di riscaldamento ad induzione di billette di alluminio rotanti in un campo di induzione stazionario, generato da avvolgimenti esterni. Viene descritto il procedimento che consente di calcolare, assegnate le specifiche del processo, la geometria degli avvolgimenti per la generazione di un opportuno campo di induzione, non uniforme sulla billetta. I risultati numerici sono stati ottenuti attraverso un codice di ottimizzazione precedentemente sviluppato dall'unità di Bologna. Viene riportata una modalità di ingegnerizzazione del magnete con la tecnologia attualmente esistente. Inoltre, si riporta la procedura per la verifica meccanica della billetta. In appendice è riportata infine la relazione utilizzata per valutare il coefficiente di scambio termico.

Indice

1.	Introduzione	3
2.	Riscaldamento in campo uniforme.....	3
3.	Riscaldamento in campo non-uniforme	7
4.	Progettazione degli avvolgimenti superconduttori.....	11
	4.1 Approssimazione filiforme	
	4.2 Riscaldamento a velocità variabile	
	4.3 Avvolgimenti massicci	
	4.4 Dimensionamento del conduttore	
5.	Verifica meccanica	26
	5.1 Velocità critica di risonanza	
	5.2 Effetto della forza centrifuga	
	5.3 Effetto della forza peso	
	5.4 Effetto della dilatazione termica	
	5.5 Effetto del momento torcente	
6.	Appendice: Scambio termico in convezione naturale.....	35
7.	Bibliografia	37

1. Introduzione

Il codice utilizzato in questa relazione per l'analisi del processo di riscaldamento di una billetta di alluminio rotante in un campo di induzione stazionario e la geometria della mesh utilizzata sono descritti in [Breschi2006]. Il codice è stato validato per confronto con codici commerciali [Fabbri2006]. I risultati numerici riportati in questa relazione sono relativi a una billetta in alluminio di raggio 100 mm e lunghezza 1000 mm. Le proprietà termiche ed elettriche dell'alluminio, al variare della temperatura sono riportate, in [Breschi2006]. Le specifiche del processo di riscaldamento sono definite nella tabella 1.1.

Tabella 1.1 – Specifiche del processo di riscaldamento

Temperatura iniziale della billetta (temperatura ambiente)	20°C [293 K]
Temperatura finale della billetta	500°C [773 K]
Errore ammesso sulla temperatura finale	± 2.5% [± 12.5 K]
Massimo tempo di riscaldamento	300 s [5 min]

L'analisi del processo di riscaldamento è stata condotta al fine di mostrare la fattibilità di un avvolgimento superconduttore con la tecnologia attuale. Pertanto si è dapprima studiato il processo di riscaldamento a velocità di rotazione costante in un campo uniforme per determinare le configurazioni iniziali più promettenti (§2). Successivamente si è variato il profilo di campo lungo la billetta, per avvicinarsi il più possibile alle specifiche del processo di riscaldamento (§3). Dalla conoscenza del profilo di campo si è quindi passati alla progettazione ottimizzata degli avvolgimenti, nel rispetto dei vincoli geometrici imposti dal criostato (§4). Si è utilizzata l'approssimazione di conduttori filiformi, semplificando la procedura di analisi e di ottimizzazione (§4.1). È stato introdotto un controllo di velocità in modo da potere simulare il transitorio meccanico di accensione e spegnimento del motore ed il successivo intervallo di omogeneizzazione della temperatura (§4.2). Infine si è passati al dimensionamento della sezione e all'ingegnerizzazione del magnete a sella con un conduttore dalla tecnologia consolidata e alla verifica del raggiungimento delle specifiche del processo di riscaldamento (§§4.3 e 4.4). È stata valutata la fattibilità di soluzioni che utilizzino bobine in rame oppure magneti permanenti. Infine, si è eseguita la verifica meccanica della billetta (§5).

2. Riscaldamento in campo uniforme

In figura 2.1 è mostrata la coppia di avvolgimenti utilizzata per produrre un campo praticamente uniforme sul volume occupato dalla billetta. Al fine di utilizzare al meglio la potenzialità del magnete superconduttore di produrre un campo di induzione piuttosto elevato (0.5 T – 1.5 T) si è scelto di studiare dettagliatamente i regimi di velocità inferiori a 1000 rpm. A tale scopo è stato necessario ridefinire il coefficiente di scambio termico ai bassi regimi di velocità angolare, ove lo scambio termico per convezione naturale può fornire un contributo rilevante al flusso termico alla parete della billetta. La relazione uti-

lizzata è riportata in appendice. Le figure 2.2, 2.3 e 2.4 mostrano gli andamenti ottenuti per il tempo di riscaldamento, la differenza di temperatura nella billetta e la potenza termica iniettata in funzione della velocità di rotazione, per vari valori del campo applicato. Si noti che in nessun caso la differenza di temperatura all'interno della billetta scende sotto i 25°C. Si sono quindi scelte due possibili configurazioni iniziali per un riscaldamento in campo non-uniforme, corrispondenti ai casi: 0.7 T – 250 rpm e 0.5 T – 350 rpm, evidenziate nelle figure 2.2, 2.3 e 2.4. Tali configurazioni sono state preferite alle altre, dato che tra le configurazioni il cui tempo di riscaldamento rispetta la specifica della tabella 1.1 sono quelle che richiedono la minima potenza, in entrambi i casi circa 200 kW.

Le figure 2.5 e 2.6 mostrano le distribuzioni della temperatura (in °C) e della densità di potenza (in W/m³) nella billetta alla fine del processo di riscaldamento per i casi 0.7 T uniforme – 250 rpm e 0.5 T uniforme – 350 rpm. Si può notare in entrambi i casi che la temperatura massima è localizzata nella zona centrale della superficie laterale della billetta, mentre la temperatura minima è localizzata sull'asse della billetta in prossimità delle testate. Si è imputato questo fenomeno alla minore densità di potenza sulle testate e, di conseguenza si è modificata la geometria degli avvolgimenti esterni per poter aumentare il valore del campo di induzione in tali zone.

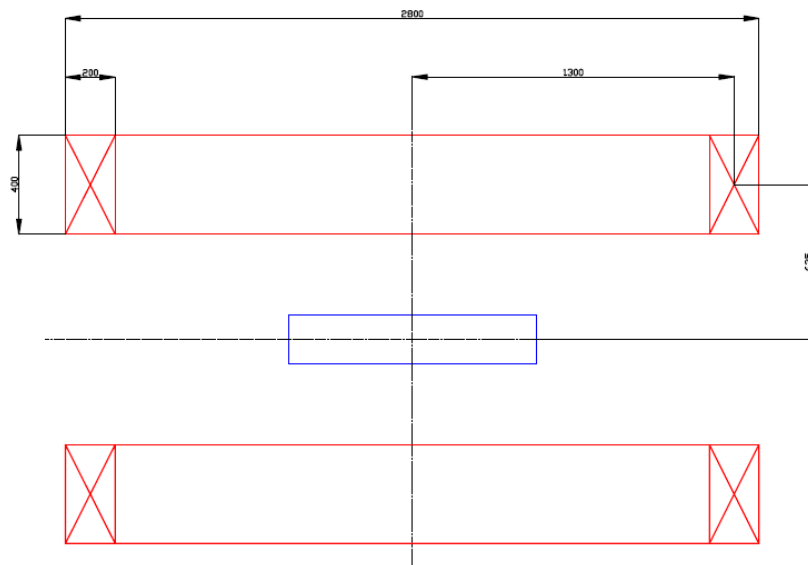


Figura 2.1 – Geometria degli avvolgimenti di eccitazione del campo di induzione uniforme.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

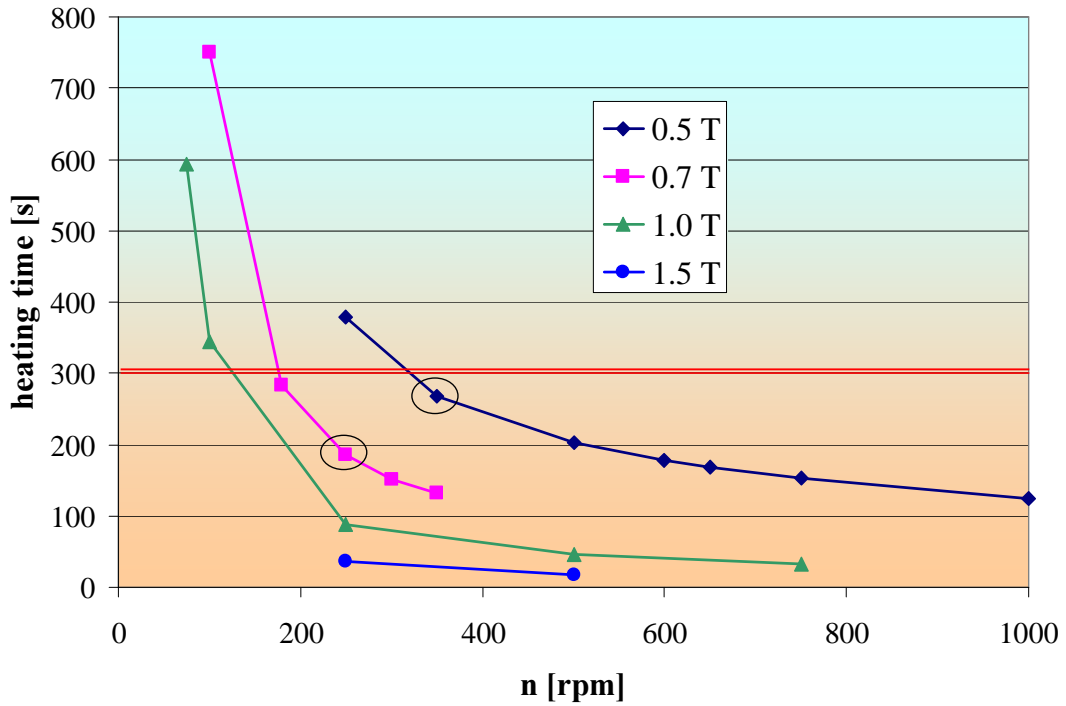


Figura 2.2 – Tempo di riscaldamento in campo uniforme ($T_{max} = 512.5 \text{ } ^\circ\text{C}$).

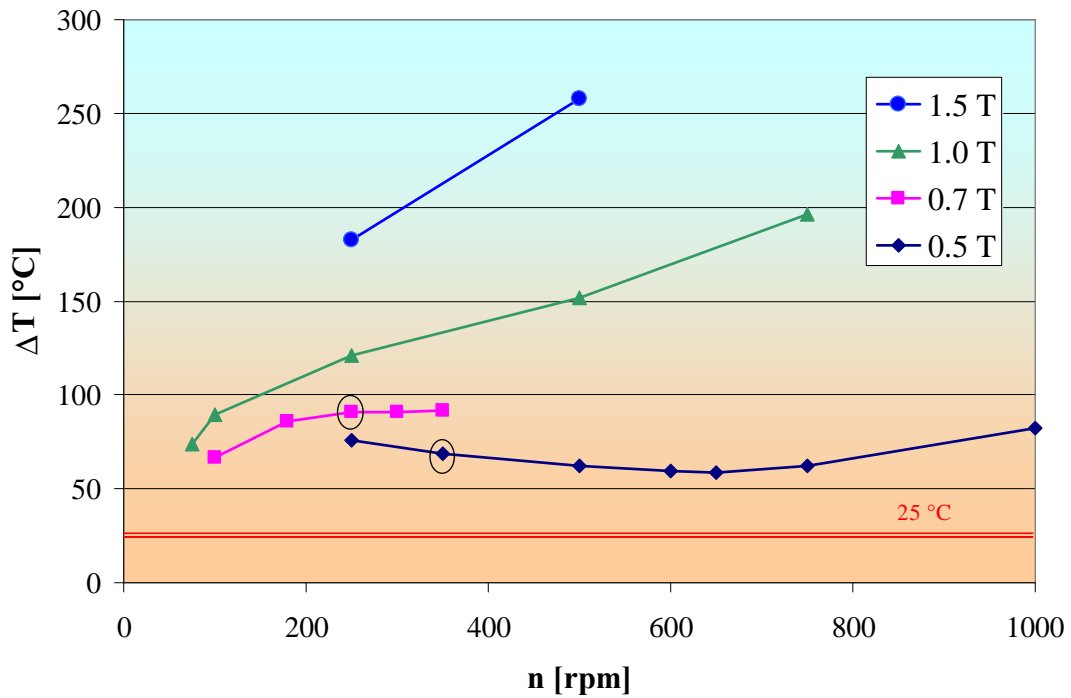


Figura 2.3 – Differenza di temperatura nel riscaldamento in campo uniforme ($T_{max} = 512.5 \text{ } ^\circ\text{C}$).

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

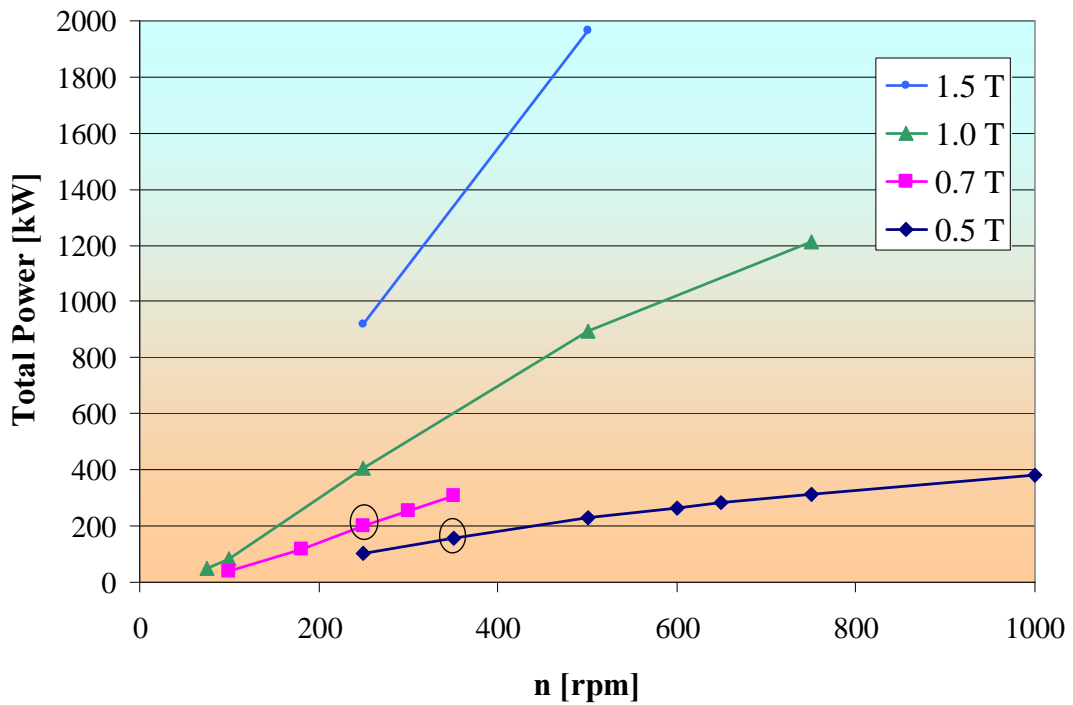


Figura 2.4 – Potenza totale iniettata nel riscaldamento in campo uniforme ($T_{max} = 512.5 \text{ } ^\circ\text{C}$).

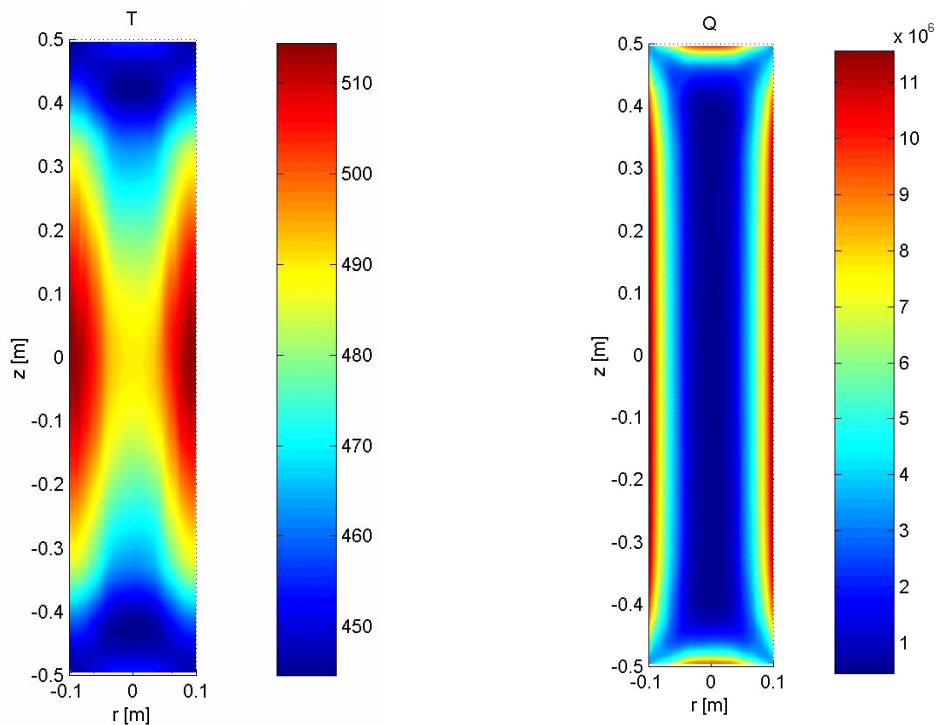


Figura 2.5 – Distribuzioni della temperatura [$^\circ\text{C}$] e della densità di potenza [W/m^3] nella billette alla fine del processo di riscaldamento in campo uniforme 0.5 T alla velocità di 350 rpm.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

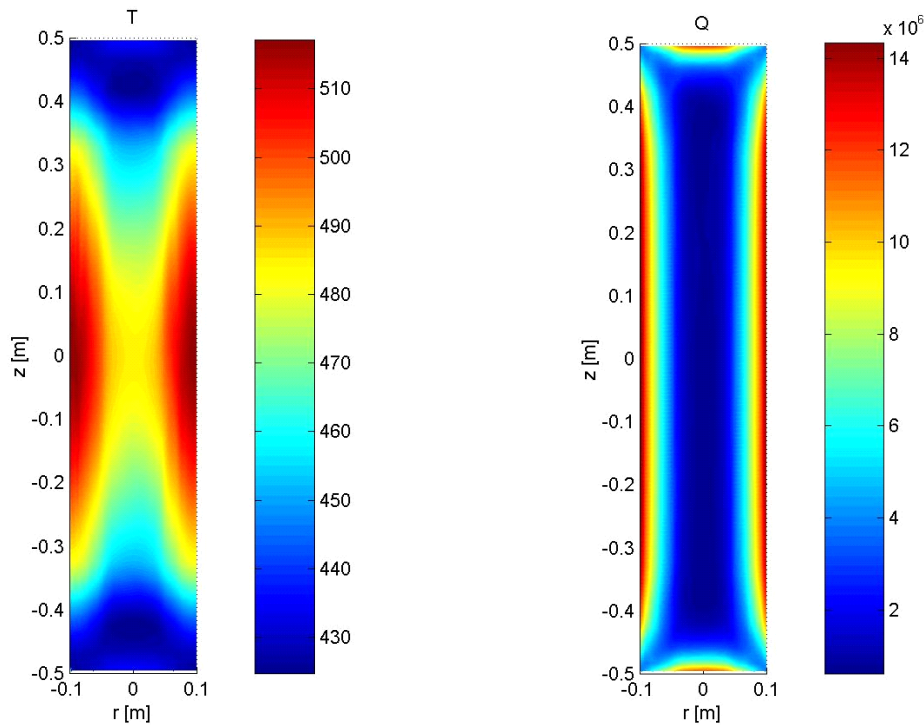


Figura 2.6 – Distribuzioni della temperatura [°C] e della densità di potenza [W/m³] nella billetta alla fine del processo di riscaldamento in campo uniforme 0.7 T alla velocità di 250 rpm.

3. Riscaldamento in campo non-uniforme

In figura 3.1 sono mostrate le tre coppie di avvolgimenti utilizzate per produrre un campo praticamente uniforme nella zona centrale della billetta (core) e di valore controllabile alle estremità (head). La figura 3.2 mostra un tipico andamento del profilo del campo di induzione lungo l'asse della billetta, per $B_{core} = 0.5$ T e $B_{head} = 0.6$ T. Si noti che, mentre i valori di B_{core} e B_{head} sono controllabili controllando le correnti circolanti nelle coppie di avvolgimenti esterni, i profili di campo sono intrinsecamente legati alla geometria degli avvolgimenti stessi. Inoltre il campo di induzione così ottenuto, pur essendo variabile lungo l'asse della billetta è uniforme su ogni sezione trasversale.

Le figure 3.3 e 3.5 mostrano gli andamenti ottenuti per il tempo di riscaldamento e la differenza di temperatura al variare del campo sulle testate nei casi: $B_{core} = 0.7$ T – $n = 250$ rpm e $B_{core} = 0.5$ T – $n = 350$ rpm. Si noti che la differenza di temperatura non scende sotto i 25°C, pur raggiungendo un minimo di circa 33°C e 28°C, rispettivamente. La potenza termica iniettata non varia significativamente. Le figure 3.4 e 3.6 mostrano le distribuzioni della temperatura (in °C) e della densità di potenza (in W/m³) nella billetta alla fine del processo di riscaldamento nei casi migliori: $B_{core} = 0.7$ T, $B_{head} = 0.87$ T – $n = 250$ rpm e $B_{core} = 0.5$ T e $B_{head} = 0.6$ T – $n = 350$ rpm. Per evidenziare il miglioramento, si è utilizzata la stessa scala di temperatura delle figure 2.5 e 2.6. Si è quindi scelto di adottare come riferimento nel seguito il processo più vicino alla specifica, cioè $B_{core} = 0.7$ T, $B_{head} = 0.87$ T – $n = 250$ rpm.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

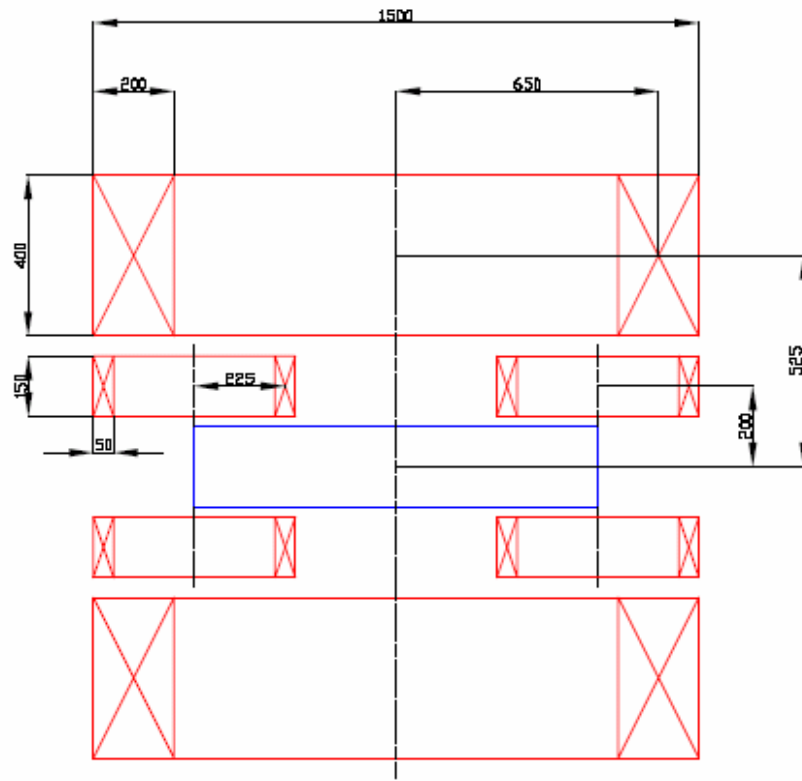


Figura 3.1 – Geometria degli avvolgimenti di eccitazione del campo di induzione non-uniforme.

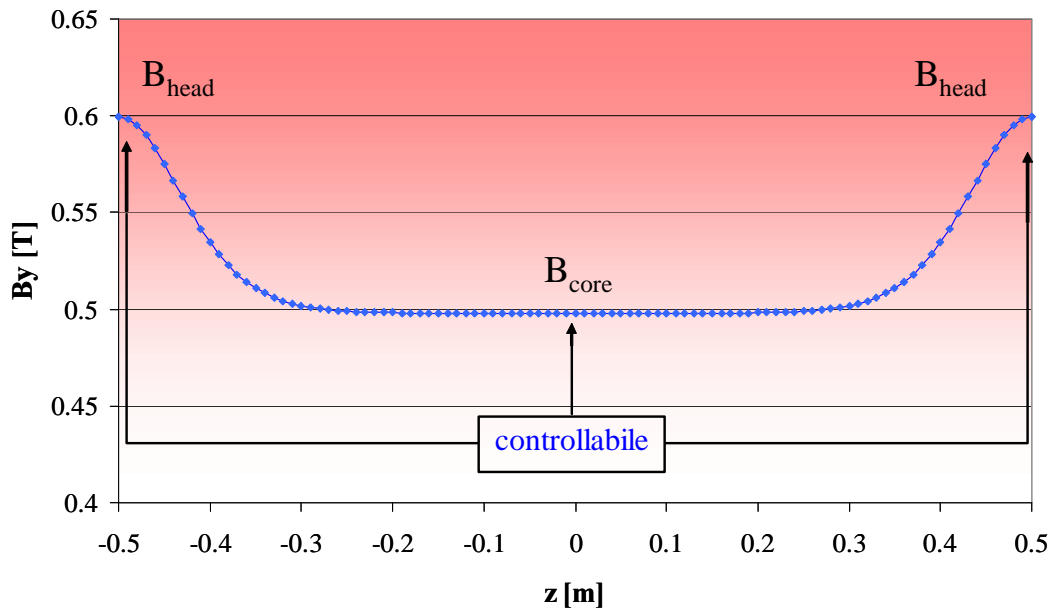


Figura 3.2 – Profilo del campo di induzione sull'asse della billetta.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

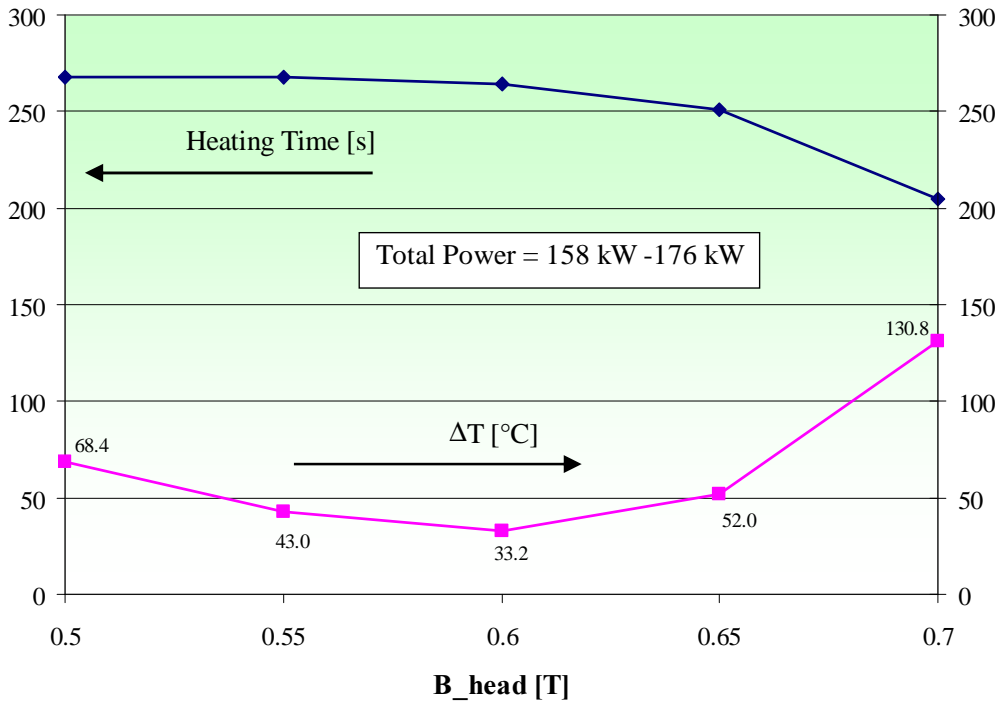


Figura 3.3 – Tempo di riscaldamento e differenza di temperatura in campo non-uniforme ($B_{core} = 0.5 T$ velocità di rotazione 350 rpm, $T_{max} = 512.5 \text{ } ^\circ\text{C}$).

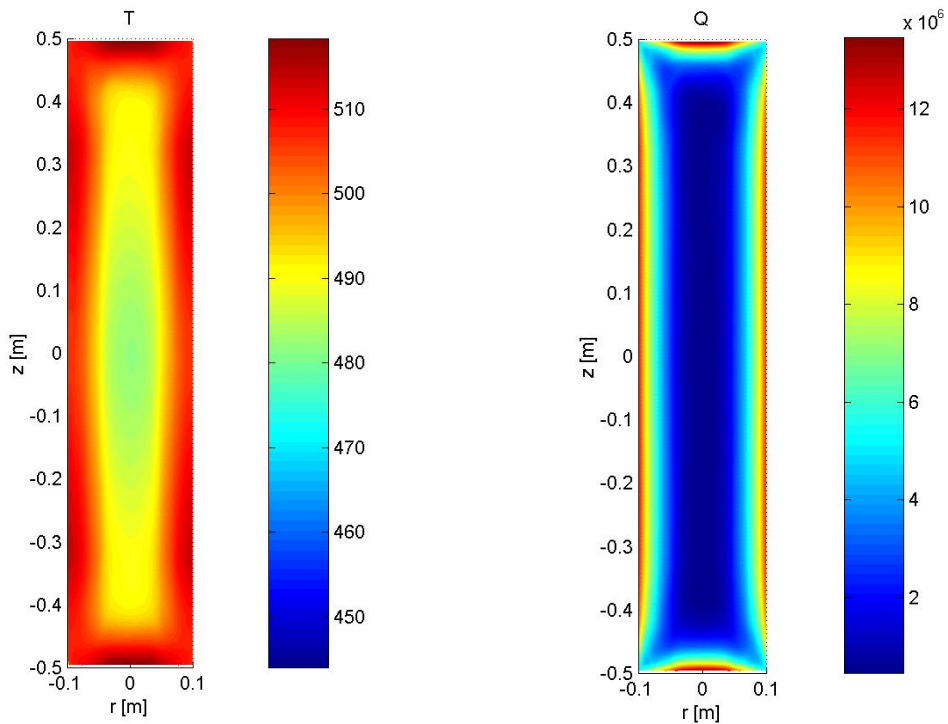


Figura 3.4 – Distribuzioni della temperatura [°C] e della densità di potenza [W/m³] alla fine del processo di riscaldamento in campo non-uniforme ($B_{core} = 0.5 T$, $B_{head} = 0.6 T$) alla velocità di 350 rpm.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

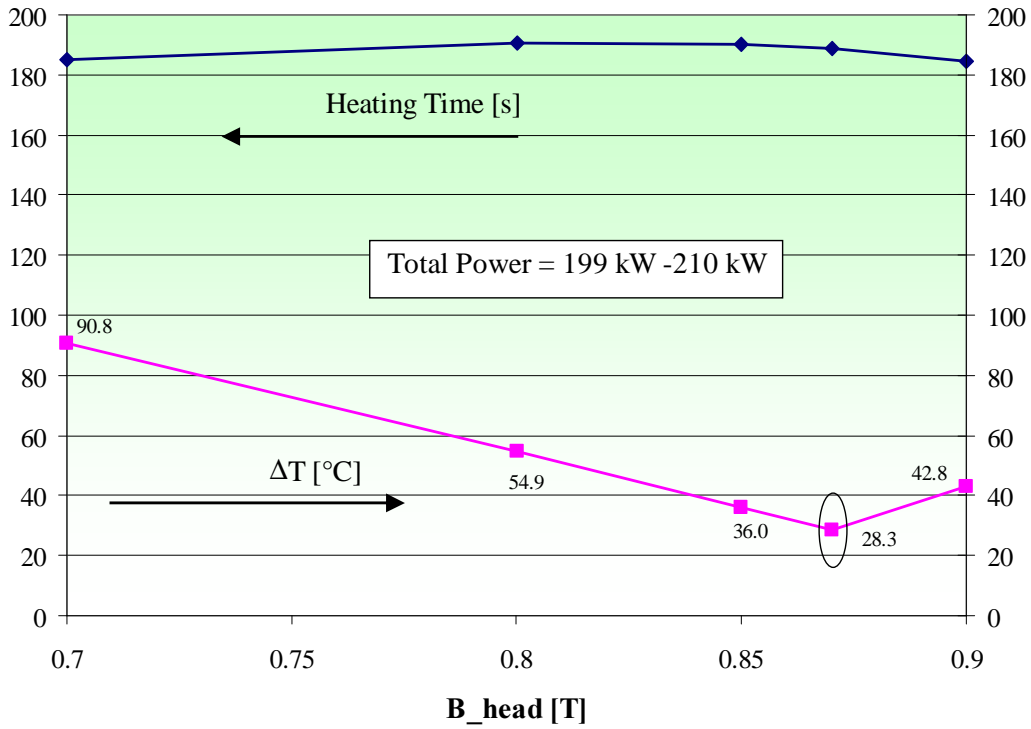


Figura 3.5 – Tempo di riscaldamento e differenza di temperatura in campo non-uniforme ($B_{core} = 0.7 T$, velocità di rotazione 250 rpm, $T_{max} = 512.5 \text{ } ^\circ\text{C}$).

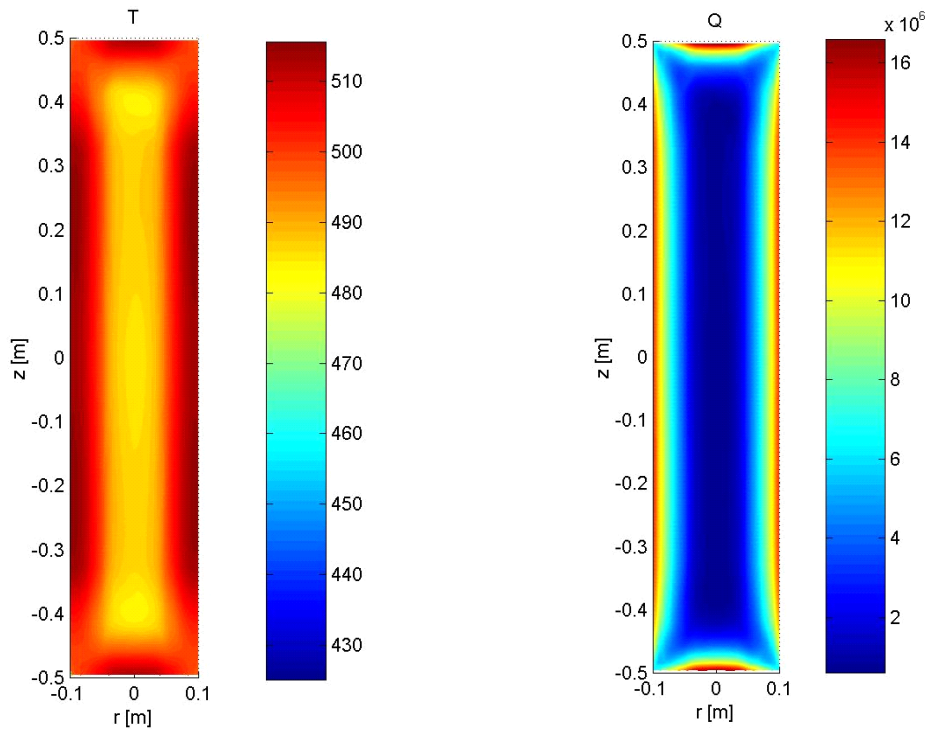


Figura 3.6 – Distribuzioni della temperatura [°C] e della densità di potenza [W/m³] alla fine del processo di riscaldamento in campo non-uniforme ($B_{core} = 0.7 T$, $B_{head} = 0.87 T$) alla velocità di 250 rpm.

4. Progettazione degli avvolgimenti

Con riferimento al processo di riscaldamento individuato nel §3, cioè $B_{core} = 0.7$ T, $B_{head} = 0.87$ T – $n = 250$ rpm, si è individuata, per approssimazioni successive, una geometria degli avvolgimenti esterni. Infatti, i vincoli geometrici imposti dal criostato pongono gli avvolgimenti ad una distanza minima tale da poter utilizzare l'approssimazione di conduttori filiformi, semplificando la procedura di analisi e di ottimizzazione (§4.1). È stato quindi introdotto un controllo di velocità in modo da potere simulare il transitorio meccanico di accensione e spegnimento del motore ed il successivo intervallo di omogeneizzazione della temperatura (§4.2). Infine si è passati al dimensionamento della sezione e all'ingegnerizzazione del magnete con un conduttore commercialmente disponibile e alla verifica del raggiungimento delle specifiche del processo di riscaldamento (§§4.3 e 4.4).

4.1 Approssimazione filiforme

Le geometrie studiate sono due: la prima, denominata nel seguito “6-Loop” è una estensione della geometria utilizzata per generare il campo non uniforme individuato nel §3, cioè $B_{core} = 0.7$ T, $B_{head} = 0.87$ T; la seconda è una geometria a sella con due coil. Per semplicità, in entrambi i casi si suppone che gli avvolgimenti siano simmetrici rispetto ai tre piani cartesiani (x-y, y-z e z-x) passanti per il centro della billetta. Questo consente di definire i gradi di libertà attraverso le coordinate dei vertici degli avvolgimenti situati in un solo ottante. Si è impostato il problema di progetto degli avvolgimenti come un problema di ottimizzazione vincolata. I vincoli del problema, mostrati nella tabella 4.1.1, sono di natura geometrica, cioè legati alla non-compenetrazione degli avvolgimenti, alla accessibilità della regione in cui è ospitata la billetta, e all'ingombro ammissibile del criostato.

Tabella 4.1.1 – Vincoli geometrici.

Distanza minima dalla superficie della billetta	150 mm
Apertura minima della sezione frontale	500 mm
Distanza minima tra due avvolgimenti	50 mm
Ingombro laterale massimo in direzione x	640 mm
Ingombro laterale massimo in direzione y	680 mm
Ingombro laterale massimo in direzione z	1500 mm

Il metodo di ottimizzazione utilizzato è il metodo GES (General Evolution Strategies), che è un metodo stocastico atto a trovare il minimo locale o globale di una funzione obiettivo scalare dipendente da un insieme di gradi di libertà [Back1996]. Il metodo GES non necessita della valutazione del gradiente della funzione obiettivo; esso cerca di simulare la strategia evolutiva (darwiniana) di adattamento di una popolazione al suo ambiente tramite la riproduzione, la mutazione e la selezione degli individui più adatti ed è stato utilizzato per il progetto di vari dispositivi [Borghini1999], [Fabbri1999]. Come funzione

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

obiettivo, da minimizzare, si è scelto di utilizzare l'errore quadratico medio rispetto alla configurazione di campo di riferimento sulle due generatrici della billetta più vicine agli avvolgimenti. Nella figura 4.1.1. sono mostrate le linee d'asse degli avvolgimenti nei due casi considerati. Nelle tabelle 4.1.2 e 4.1.3 sono riportate le coordinate dei vertici delle spezzate che individuano le linee d'asse.

Tabella 4.1.2 – Soluzione ottimizzata 6-Loop: correnti e coordinate dei vertici

	Corrente [kAs]	x [mm]	y [mm]	z [mm]
Loop 1 ($y > 0$)	102	270	± 250	- 426
Loop 4 ($y < 0$)		270	± 250	- 700.0
		- 270	± 250	- 700.0
		- 270	± 250	- 426
Loop 2 ($y > 0$)	102	270	± 250	700.0
Loop 5 ($y < 0$)		270	± 250	426
		- 270	± 250	426
		- 270	± 250	700.0
Loop 3 ($y > 0$)	535	320	± 250	- 750
Loop 6 ($y < 0$)		- 320	± 250	- 750
		- 320	± 250	750
		320	± 250	750

Tabella 4.1.3 – Soluzione ottimizzata a sella: correnti e coordinate dei vertici

	Corrente [kAs]	x [mm]	y [mm]	z [mm]
Coil 1 ($y > 0$)	467	320	± 326	- 455
Coil 2 ($y < 0$)		320	± 183	- 514
		320	± 183	- 686
		320	± 250	- 750
		- 320	± 250	- 750
		- 320	± 183	- 686
		- 320	± 183	- 514
		- 320	± 326	- 455
		- 320	± 326	455
		- 320	± 183	514
		- 320	± 183	686
		- 320	± 250	750
		320	± 250	750
		320	± 183	686
		320	± 183	514
		320	± 326	455

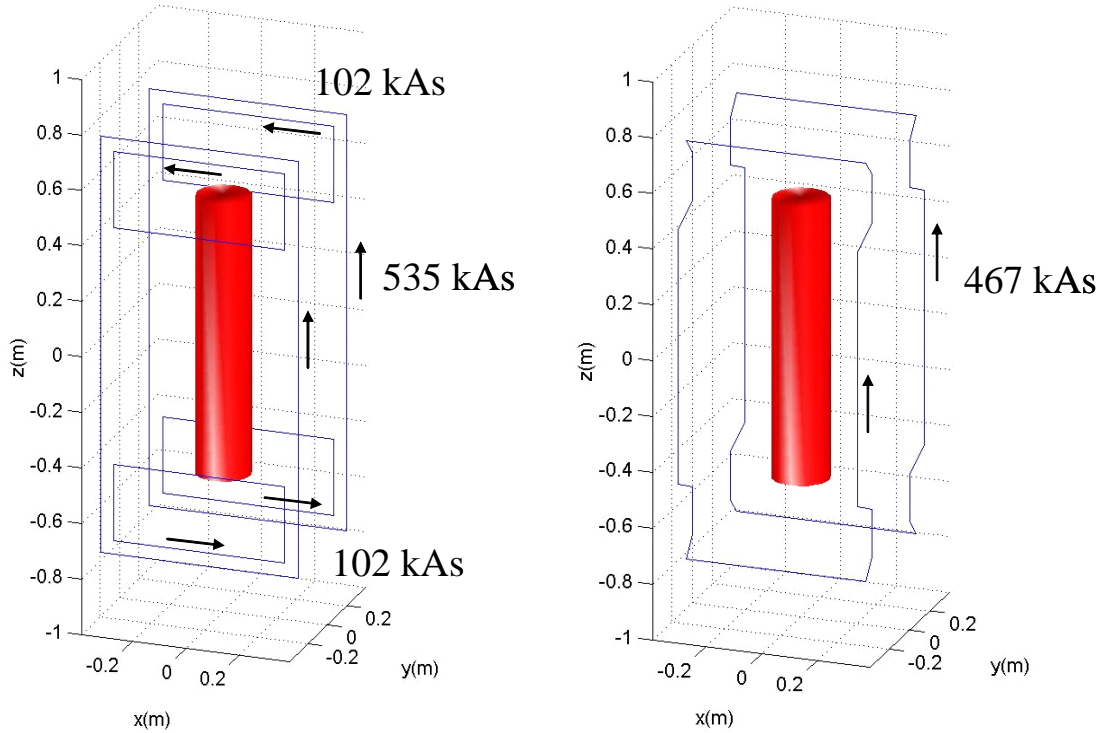


Figura 4.1.1 – Rappresentazione delle linee d'asse degli avvolgimenti con geometria 6-loop e sella ottimizzati per generare un campo non-uniforme ($B_{core} = 0.7 T$, $B_{head} = 0.87 T$) sulle generatrici più vicine.

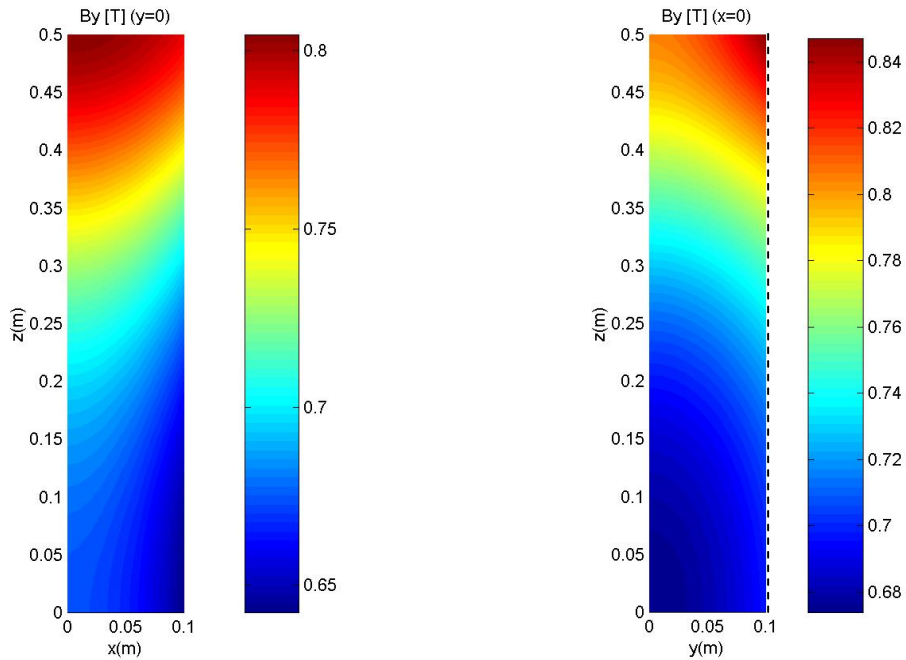


Figura 4.1.2 – Mappa del campo trasversale su un quarto di billetta nei piani $x-z$ ed $y-z$ generato dagli avvolgimenti a sella nell'approssimazione filiforme. La linea tratteggiata indica la generatrice su cui l'errore rispetto al campo di riferimento è minimizzato.

L'errore medio sul profilo di campo desiderato, per le configurazioni mostrate nella figura 4.1.1, è inferiore al 5%. La scelta di imporre il profilo di campo solo sulle generatrici della billetta più vicine agli avvolgimenti, abbandonando l'ipotesi di uniformità del campo sulle sezioni della billetta si è rivelata essenziale per potere ottenere geometrie degli avvolgimenti di dimensioni contenute. La figura 4.1.2 mostra le mappe del campo trasversale B_y per la configurazione a sella. Si è scelta la configurazione a sella come riferimento per la geometria in quanto: le amperspire richieste sono decisamente inferiori rispetto alla geometria a 6 Loop e quindi anche la quantità di materiale superconduttore è inferiore. Inoltre, la geometria a sella necessita solo la realizzazione di due avvolgimenti identici, invece che i due tipi diversi della geometria 6 Loop. Infine, la geometria a sella rende accessibile la regione interna del magnete, oltre che frontalmente, anche lateralmente, rendendo possibile una movimentazione laterale della billetta (pre- e post-riscaldamento) impossibile per la geometria a 6 Loop.

4.2 Riscaldamento a velocità variabile

Le figure 4.2.1 e 4.2.2 mostrano l'andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della differenza di temperatura nella billetta durante il processo di riscaldamento nel campo di induzione è prodotto dalla sella nell'approssimazione filiforme. Nelle stesse figure è riportato anche l'andamento della velocità di rotazione. Si è supposto che il motore esterno sia dotato di un azionamento per il controllo della velocità; il ramp-up ed il ramp-down hanno una durata di 20 s. Tale valore è stato scelto per limitare il campo di reazione e la f.e.m. indotta sull'avvolgimento a sella. Si nota che il processo di riscaldamento raggiunge le specifiche previste in tabella 1.1. La figura 4.2.3 mostra la distribuzione della temperatura (in °C) nella billetta alla fine del processo di riscaldamento (290 s). Per evidenziare il miglioramento, si è utilizzata la stessa scala di temperatura delle figure 2.6 e 3.6. La differenza di temperatura nella billetta è 20 °C. Si noti l'importanza del periodo di circa 30 s successivo all'arresto della billetta, che è essenziale per portare a specifica il processo di riscaldamento.

La figura 4.2.4 mostra l'andamento nel tempo della densità di corrente massima nella billetta, della potenza e della velocità angolare. La potenza iniettata è circa costante durante il plateau di velocità, tra 210 kW e 240 kW. La densità di corrente massima nella billetta presenta un picco di 35 A/mm² alla fine del ramp-up, per poi decrescere. Il valore di tale picco della densità di corrente cresce al diminuire della durata del transitorio di velocità e, conseguentemente, aumentano il campo di reazione e la f.e.m. indotta sull'avvolgimento a sella.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

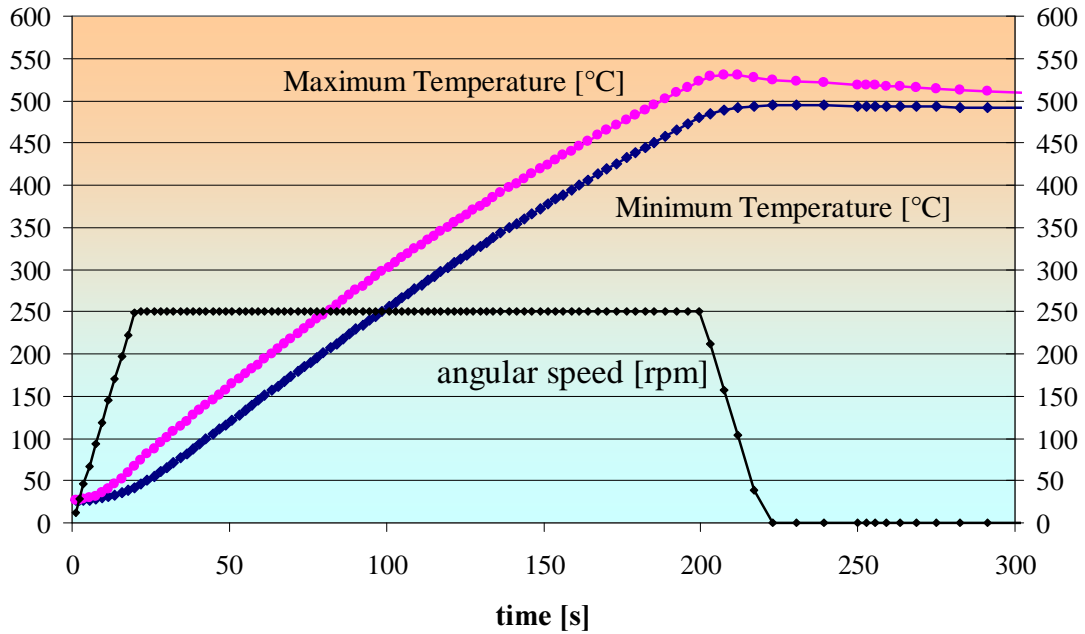


Figura 4.2.1 – Andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della velocità angolare. Il campo di induzione è prodotto dalla sella nell'approssimazione filiforme.

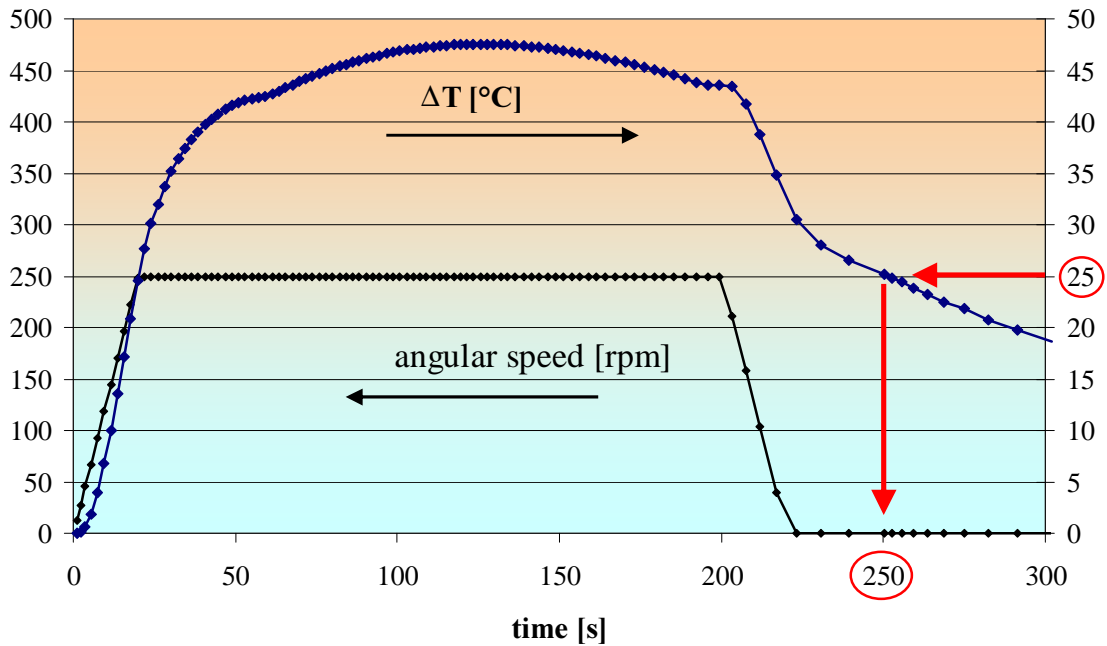


Figura 4.2.2 – Andamento nel tempo della differenza di temperatura nella billetta e della velocità angolare. Il campo di induzione è prodotto dalla sella nell'approssimazione filiforme.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

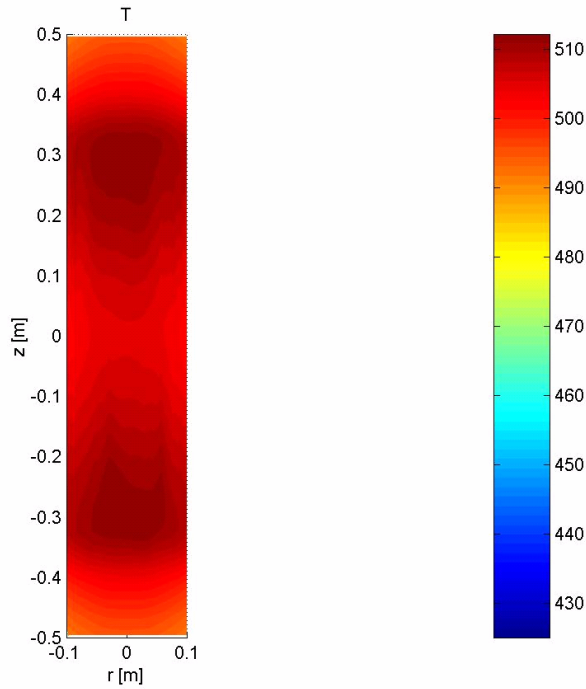


Figura 4.2.3 – Distribuzione di temperatura [°C] alla fine del processo di riscaldamento (290 s) nel campo non-uniforme prodotto dalla sella nell'approssimazione filiforme. La differenza di temperatura nella billettera è 20 °C.

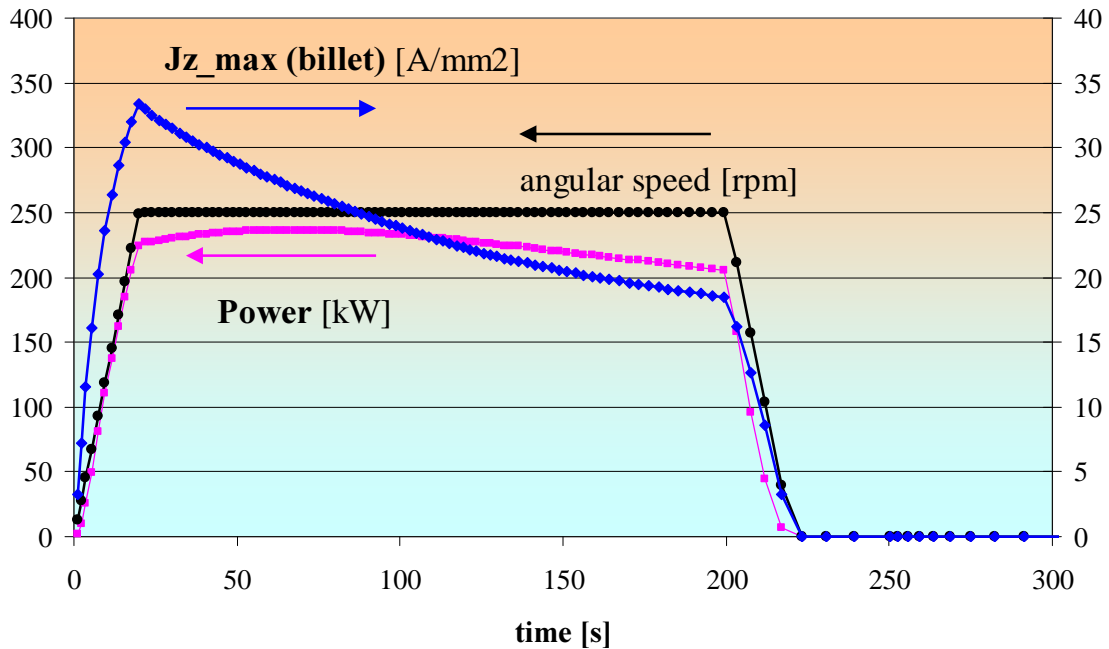


Figura 4.2.4 – Andamento nel tempo della densità di corrente massima nella billettera, della potenza e della velocità angolare. Il campo di induzione è prodotto dalla sella nell'approssimazione filiforme.

4.3 Avvolgimenti massicci

La figura 4.3.1 mostra la configurazione a sella ottenuta dalla soluzione filiforme (riportata in tabella 4.1.3 ed illustrata nella figura 4.1.1) assegnando ai conduttori un sezione complessiva di $0.06 \times 0.10 \text{ m}^2$, cui corrisponde una densità di corrente di circa 80 A/mm^2 . Il raggio di curvatura minima considerato è 20 mm . Le sezioni laterale e frontale mostrano l'accessibilità della zona interna del magnete. Il campo trasversale sulla billetta si discosta da quello valutato nell'approssimazione filiforme del 2%; ciò costituisce una verifica a-posteriori dell'approssimazione stessa. L'effetto di tale variazione sul processo di riscaldamento è illustrato nelle figure 4.3.2 e 4.3.3 che mostrano l'andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della differenza di temperatura nella billetta durante il processo di riscaldamento nel campo di induzione prodotto dalla sella massiccia. Le specifiche previste in tabella 1.1 sono comunque raggiunte. La figura 4.3.4 mostra la distribuzione della temperatura (in $^{\circ}\text{C}$) nella billetta alla fine del processo di riscaldamento (282 s). Per evidenziare il miglioramento, si è utilizzata la stessa scala di temperatura delle figure 2.6, 3.6 e 4.2.3. La differenza di temperatura nella billetta è 22°C .

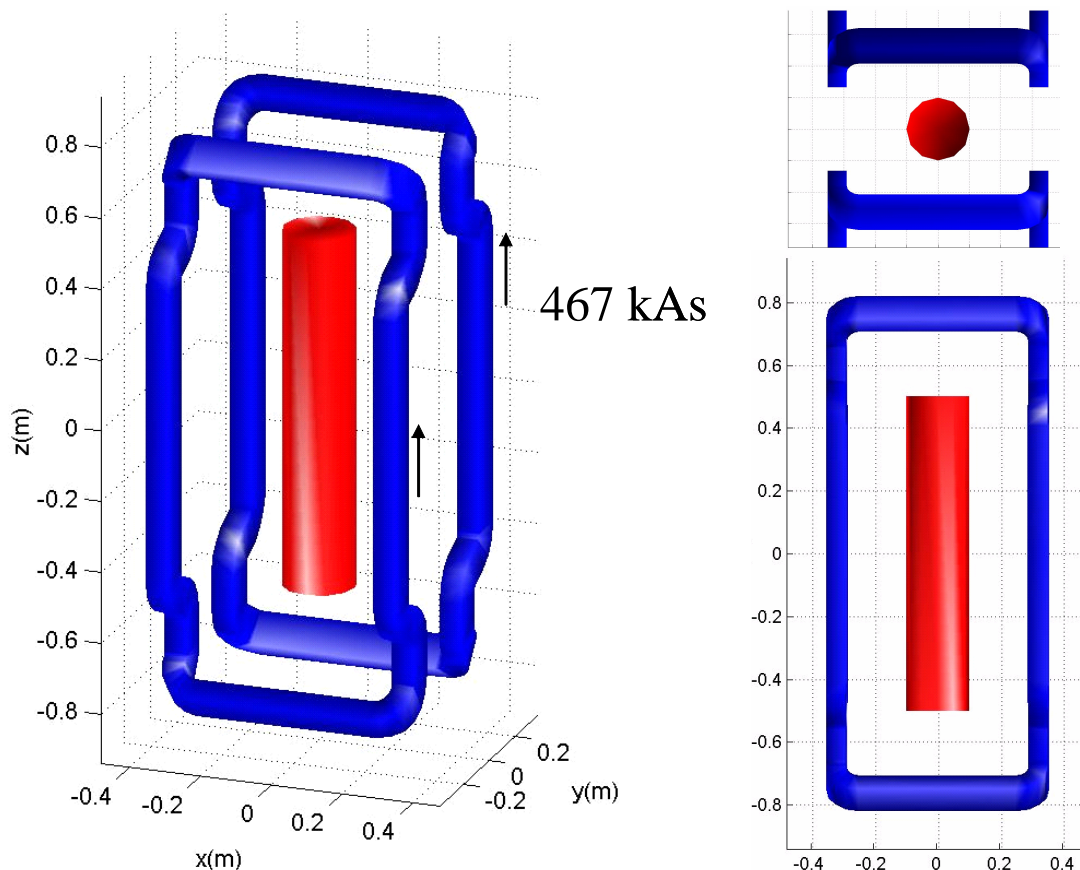


Figura 4.3.1 – Rappresentazione degli avvolgimenti della sella massiccia.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

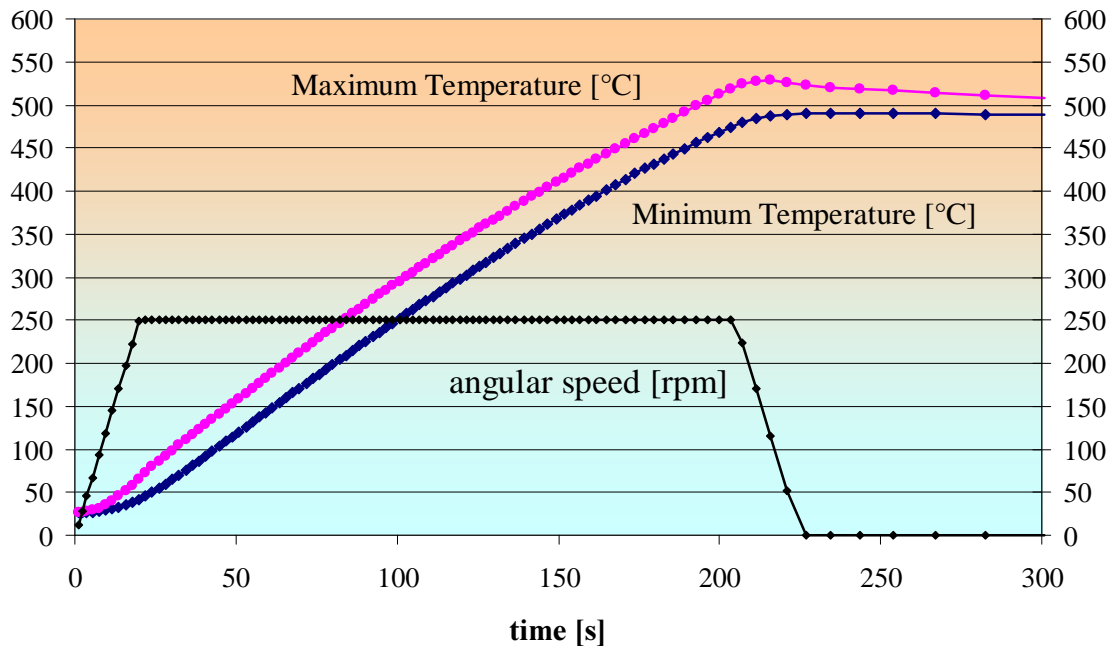


Figura 4.3.2 – Andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della velocità angolare. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

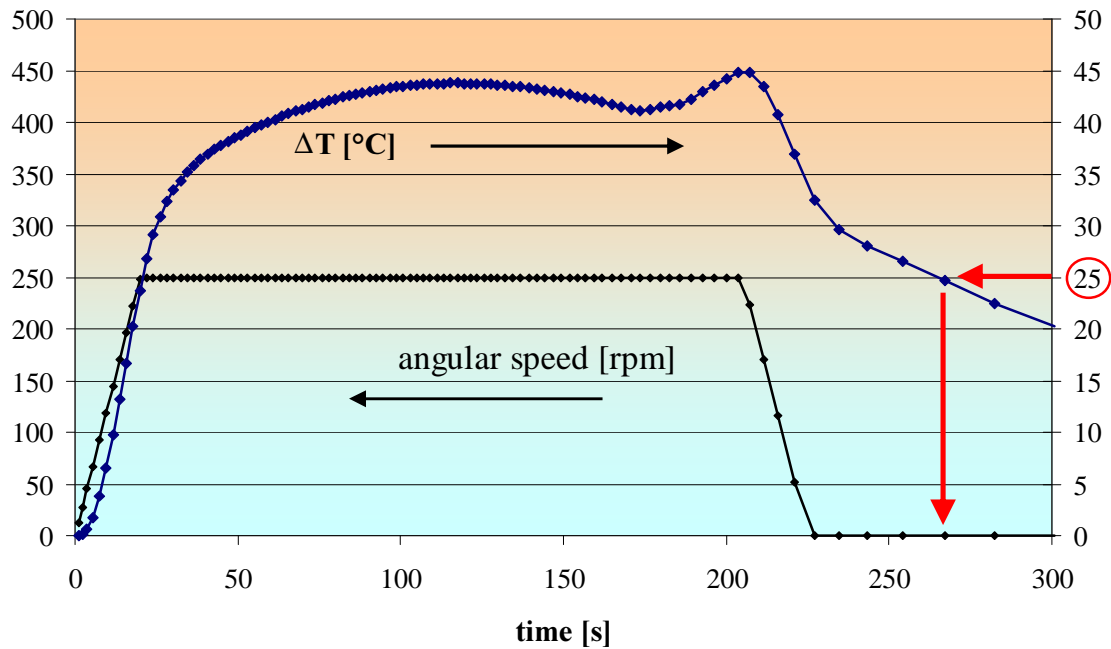


Figura 4.3.3 – Andamento nel tempo della differenza di temperatura nella billetta e della velocità angolare. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

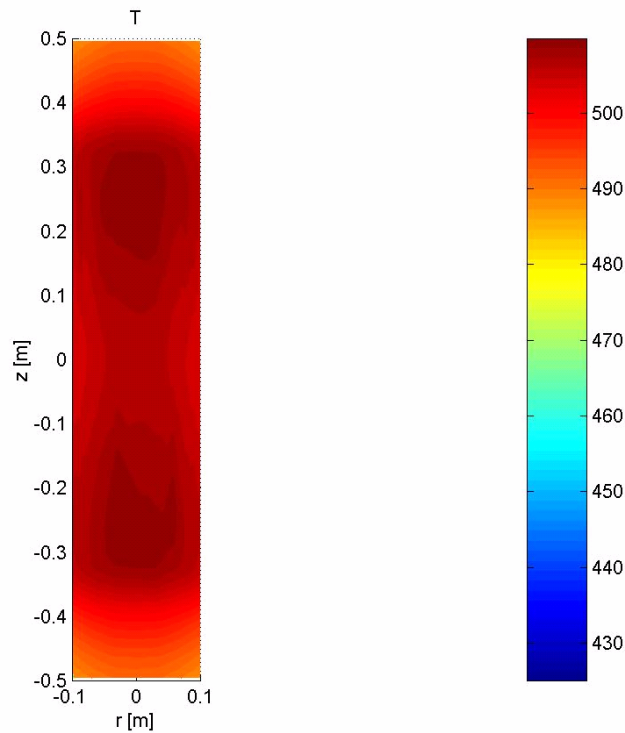


Figura 4.3.4 – Distribuzione di temperatura [°C] alla fine del processo di riscaldamento (282s) nel campo non-uniforme prodotto dalla sella massiccia. La differenza di temperatura nella billetta è 22 °C.

La figura 4.3.5 mostra l'andamento nel tempo della coppia trasmessa alla billetta, della potenza e della velocità angolare. La coppia è circa costante durante il plateau di velocità e decresce rapidamente durante il ramp-down anche a causa della decelerazione, come si deduce dal bilancio di momento angolare:

$$I_b \frac{d\omega_b}{dt} = C_m - C_r \quad \Rightarrow \quad C_m = I_b \frac{d\omega_b}{dt} + \frac{P_{th}}{\omega_b} \quad (4.3.1)$$

dove C_m e C_r sono, rispettivamente, la coppia motrice e resistente, ω_b è la velocità di rotazione meccanica della billetta in rad/s, e P_{th} è la potenza termica iniettata. Il momento di inerzia I_b della billetta rispetto all'asse di rotazione è dato da:

$$I_b = M \frac{R^2}{2} = \rho L \frac{\pi R^4}{2} \quad (4.3.2)$$

dove M , R ed L sono, rispettivamente, la massa, il raggio e la lunghezza della billetta, e ρ è la densità dell'alluminio.

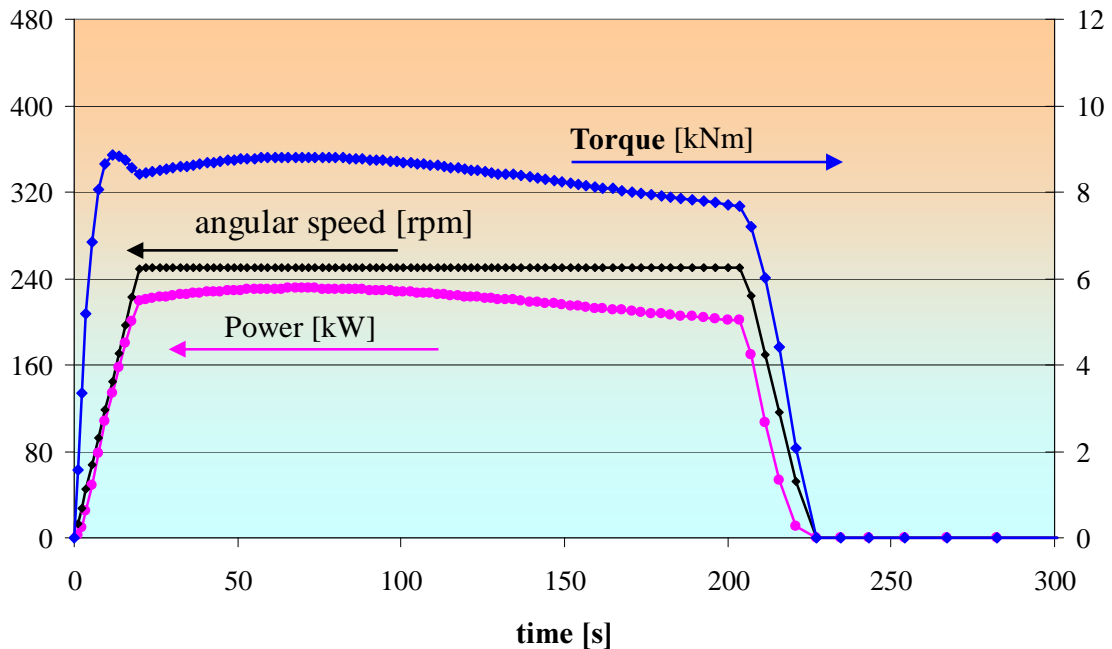


Figura 4.3.5 – Andamento nel tempo della coppia sulla billetta, della potenza iniettata e della velocità angolare. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

4.4 Dimensionamento del conduttore

Al fine di dimensionare opportunamente il conduttore impiegabile per realizzare il magnete a sella è necessario valutare il campo di induzione agente sul conduttore stesso durante il processo di riscaldamento. Tale campo è la somma di un autocampo stazionario generato dal magnete stesso e di un campo di reazione prodotto dalle correnti circolanti nella billetta. La figura 4.4.1 mostra una rappresentazione in colore dell'autocampo generato in un ottante del magnete a sella al centro e sui vertici della sezione rettangolare, con riferimento ad una corrente di 467 kAs. La scala in colore mostra un valore minimo di 282 mT, in blu, ed un valore massimo di 2.8 T, in rosso. Il campo di reazione prodotto dalle correnti nella billetta, variabile nel tempo, è stato calcolato in corrispondenza del picco di densità di corrente della fine del ramp-up (20 s). La figura 4.4.2 mostra l'andamento di tale campo di reazione su uno dei coil della sella; il valore massimo è pari a 22 mT. Il campo di reazione risulta quindi trascurabile rispetto all'autocampo.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

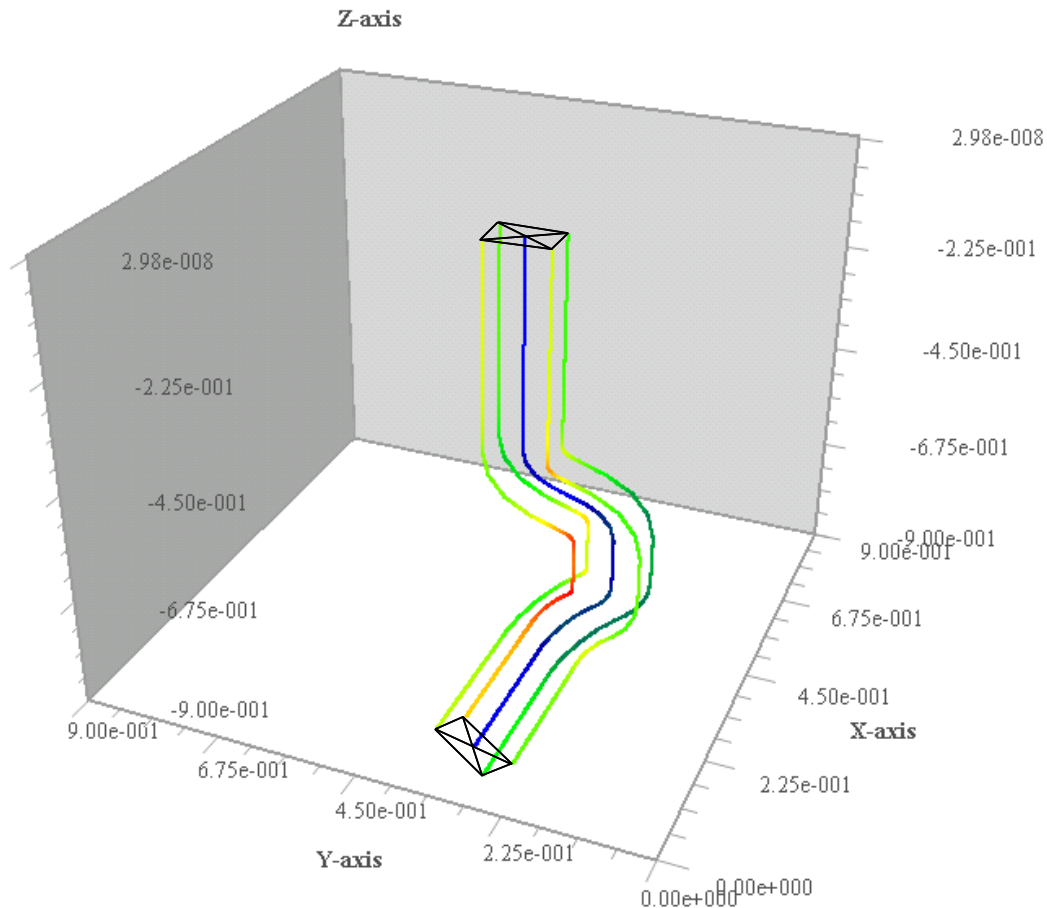


Figura 4.4.1 – Andamento dell'autocampo prodotto dalla sella massiccia al centro e sugli spigoli della sezione di un ottavo della sella (in blu il minimo: 282 mT; in rosso il massimo 2.8 T).

La tipologia di conduttore da impiegare è ovviamente legata anche alla temperatura operativa del magnete, che è una conseguenza della scelta effettuata sul sistema criogenico. Le scelte possibili sono essenzialmente due: a bagno o con cryocooler. Il cryocooler deve essere alimentato per poter compensare gli ingressi termici nel criostato, riducendo così il rendimento del sistema. Si è preferito quindi dimensionare il magnete per una refrigerazione a bagno, ben nota ed utilizzata per i sistemi NMR. La figura 4.4.3 mostra una lista dei conduttori Nb-Ti standard della Oxford Instruments, specificamente impiegati per la realizzazione di magneti a bagno d'elio liquido a 4.2 K, funzionanti in modalità persistente. Il conduttore stabilizzato #10.7741 ha una sezione di $1.95 \times 1.37 \text{ mm}^2$ ed una densità di corrente critica ingegneristica di circa 200 A/mm^2 . Utilizzando i dati di progetto mostrati nella tabella 4.4.1 è possibile realizzare la sella massiccia di figura 4.3.1 con un fattore di sicurezza maggiore di due. Con riferimento ad un'unica spira costituita dall'asse dei due coil della sella, si è valutato un coefficiente di autoinduzione di $5 \mu\text{H}$; per l'intero avvolgimento, utilizzando i dati di progetto mostrati nella tabella 4.4.1, il coefficiente di autoinduzione è circa 20 H.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

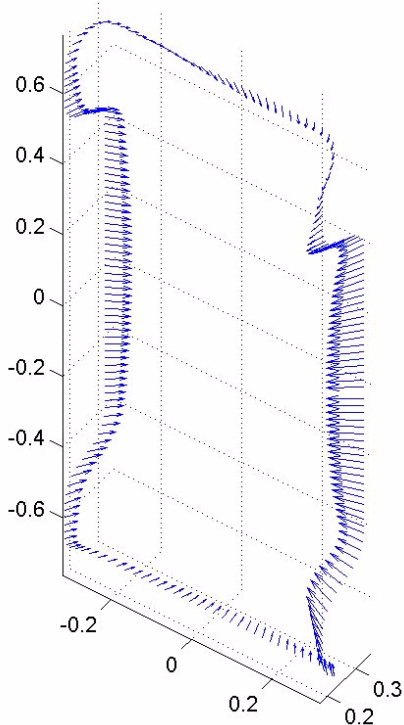


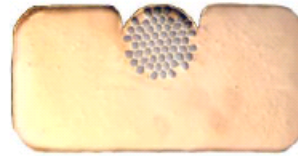
Figura 4.4.2 – Andamento del campo di reazione prodotto dalle correnti nella billetta sull'asse della sella massiccia a 20s cioè alla fine del ramp-up (valore massimo 22 mT).

Tabella 4.4.1 – Dati di progetto dell'avvolgimento a sella.

Conduttore Oxford Instruments	#10.7741
Corrente critica	550 A
Numero di spire	2000 (50 × 40)
Sezione	5343 mm ² (98 × 55 mm ²)
Corrente nominale	234 A
Lunghezza	20 km
Fattore di sicurezza	2.35

[<http://www.oxford-instruments.com/wps/wcm/connect/Oxford+Instruments/Products/Superconductive+Wires/Wire+in+Channel/NbTi-Wire-in-Channel>]

Wire-in-Channel NbTi Superconductor



For applications requiring a high copper-to-superconductor ratio (~5:1 or greater), OST has pioneered an economical fabrication technique used in the production of many thousands of tons of superconductor. By soldering an insert of NbTi and copper into a copper channel of the desired dimensions, we both avoid processing large

quantities of copper and allow standard core wire billet designs to be applied to a variety of final products. The technique naturally yields long continuous lengths, and is suitable for persistent magnets. Wire-in-channel is typically insulated by a polyester braid, which we apply in house. Other insulation schemes are also available.

Standard Products at 4.2K

Ic @4T	Width	x	Height (mm)	Part #
1210	2.56	x	1.77	10.7657
1000	2.94	x	1.59	10.7731
945	2.55	x	1.77	10.7565
875	2.24	x	1.43	10.7738
840	2.94	x	1.59	10.7718
780	2.94	x	1.59	10.7739
780	2.24	x	1.43	10.7719
740	3.39	x	1.95	10.7737
650	3.49	x	2.25	10.7722
600	2.24	x	1.43	10.7783
560	3.39	x	1.95	10.7717
560	2.94	x	1.59	10.7720
560	2.24	x	1.43	10.7721
550	1.95	x	1.37	10.7741



Dimensions shown include insulation. Typical braid builds are 150 microns on the radius. Critical currents shown are guaranteed minima. All superconductors manufactured by OST undergo rigorous in process inspections and final performance tests. The company is certified to ISO9001.

Figura 4.4.3 – Conduttori Nb-Ti standard della Oxford Instruments

[<http://www.oxford-instruments.com/wps/wcm/connect/Oxford+Instruments/Products/Superconductive+Wires/Wire+in+Channel/NbTi-Wire-in-Channel>]

Il campo di reazione, oltre ad avere un effetto diretto sulle prestazioni del conduttore (che però risulta trascurabile nel caso in esame), produce anche un flusso netto concatenato con gli avvolgimenti superconduttori, e quindi una f.e.m. indotta dovuta alla variazione delle correnti indotte nella billetta durante le fasi di messa in movimento e di arresto. La figura 4.4.4 mostra l'andamento nel tempo del flusso concatenato alla spira costituita dall'asse dei due coil della sella e della densità di corrente massima nella billetta durante il processo di riscaldamento. La figura 4.4.5 mostra l'andamento nel tempo della f.e.m. indotta nella stessa spira e della potenza che un generatore connesso alla sella dovrebbe fornire durante il processo di riscaldamento. Essendo nulla la variazione del flusso concatenato in un ciclo, l'energia erogata dal generatore in un ciclo è nulla. Si sono trascurate le perdite nel conduttore in quanto, col dimensionamento di tabella 4.4.1, la corrente è circa la metà di quella critica. Trascurando le perdite per correnti indotte sul crio-

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

stato, questo apre la possibilità di un utilizzo in modalità persistente del magnete a sella, infatti ad una variazione di flusso concatenato massimo di circa 52 Wb alla fine del ramp-up corrisponde una variazione della corrente sul conduttore pari a 2.6 A. La variazione del campo di eccitazione è quindi pari circa all'1%. L'utilizzo in modalità persistente del magnete a sella risulterebbe vantaggioso fondamentalmente per la possibilità di evitare gli ingressi termici dai discendenti di corrente, aumentando quindi i tempi di operatività del magnete, tra due refill di elio.

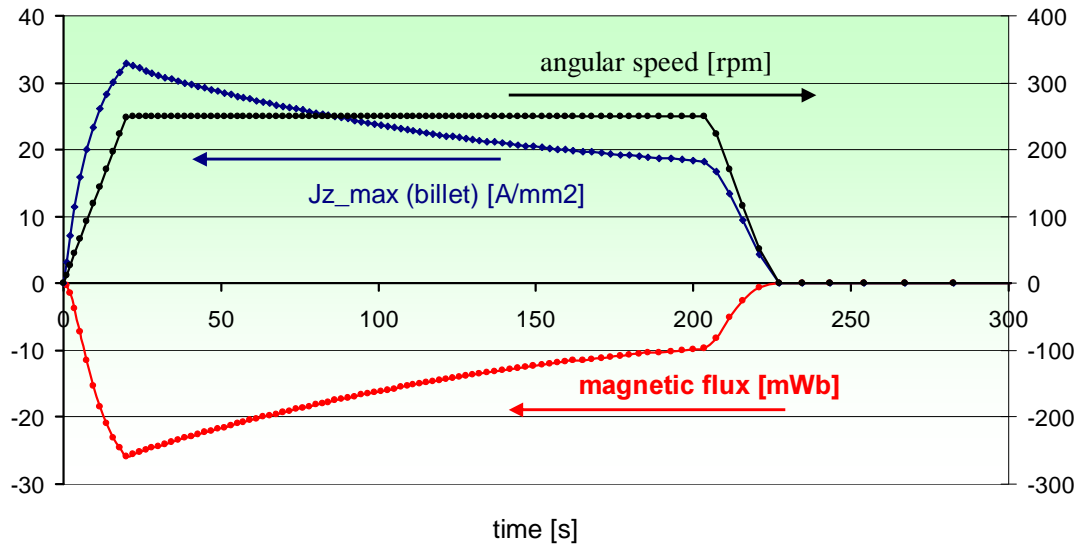


Figura 4.4.4 – Andamento nel tempo della densità di corrente massima nella billetta, del flusso concatenato all'asse dei 2 coils della sella massiccia, e della velocità angolare.

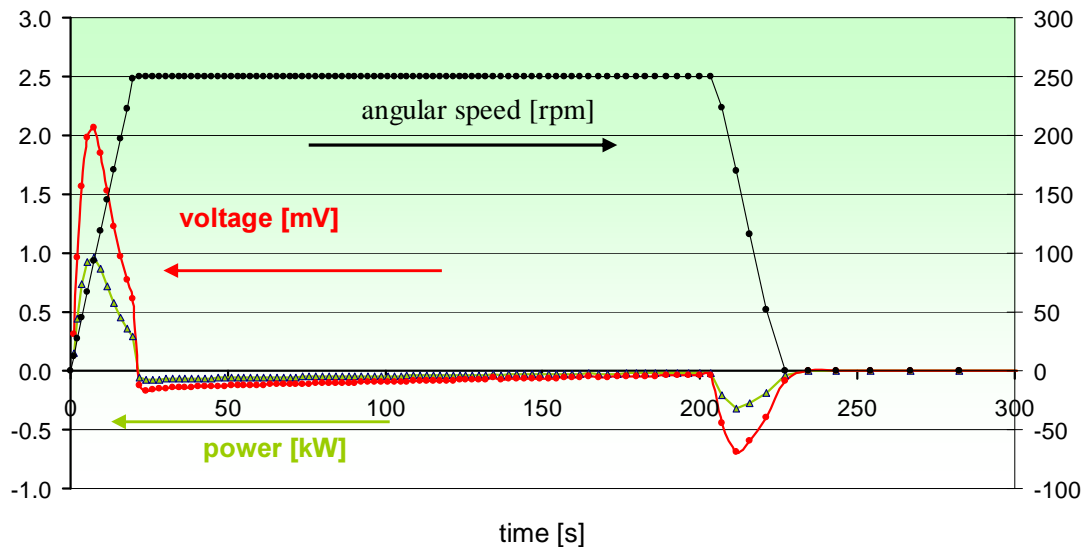


Figura 4.4.5– Andamento nel tempo della f.e.m. indotta sull'asse dei 2 coils della sella massiccia, della potenza erogata dall'alimentatore, e della velocità angolare.

Il magnete proposto potrebbe, in linea di principio, essere realizzato anche in rame. In tal caso tuttavia l'utilità stessa del metodo di riscaldamento proposto è vanificata, infatti

considerando l'equivalenza tra il riscaldamento con billetta rotante in un campo stazionario e billetta stazionaria in un ramo rotante mostrata in [Breschi2006], il rendimento potrebbe essere al più uguale a quello dei sistemi di riscaldamento ad induzione per alluminio, operanti a frequenza industriale e con valori del campo magnetico nell'ordine dei 0.7 T, che non supera il 50% [Runde2003]. Per quanto riguarda invece la possibilità di realizzare il sistema di eccitazione con magneti permanenti, è noto che è possibile realizzare tramite Halbach arrays in Nd-Fe-B o Sm-Co zone cilindriche a campo uniforme. A parte le difficoltà legate ai limiti di funzionamento di tali magneti (250 °C – 350 °C) e le considerazioni legate agli schermi termici o ai sistemi di refrigerazione, il costo di un simile dispositivo per il riscaldamento della billetta di raggio 100 mm e lunghezza 1000 mm sarebbe proibitivo. Ad esempio, il costo dell'Halbach array in Nd-Fe-B a cui si riferisce la figura 4.4.6, che genera un campo uniforme di circa 1 T in un volume cilindrico di raggio 100 mm e lunghezza 100 mm, è circa 600 kUSD2005. Fatte le dovute proporzioni, un dispositivo simile, esteso ad una lunghezza di 1000 mm dovrebbe avere un costo di qualche milione di Euro, decisamente superiore a quello di un sistema superconduttivo realizzato con la tecnologia del superconduttore Nb-Ti consolidata dal suo ampissimo utilizzo nei magneti per NMR.

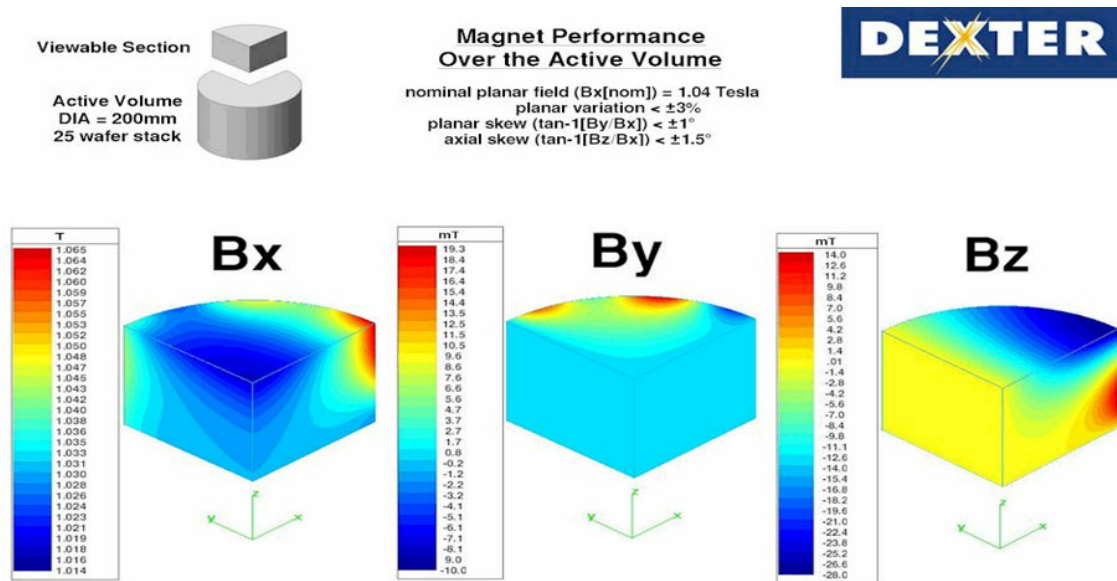


Figura 4.4.6 – Halbach array in Nd-Fe-B della Dexter con campo uniforme di circa 1 T in un cilindro di 100 mm di raggio. [<http://www.dextermag.com>]

5. Verifica meccanica

La verifica meccanica della billetta è richiesta in quanto, all'aumentare della temperatura le proprietà meccaniche dell'alluminio peggiorano significativamente. I dati disponibili sono solitamente limitati ad una temperatura di lavoro inferiore a 400 °C [http://www.thermaflo.com/engref_tensile.shtml]. I dati relativi a temperature superiori sono limitati a leghe di alluminio con utilizzi particolari, come la 7055, i cui diagrammi tensione-deformazione al variare della temperatura tra 400 °C e 490°C sono riportati in figura 5.1 [Kaibyshev2001]. La figura 5.2 mostra la variazione della tensione di snervamento al variare della temperatura per tre diverse leghe di alluminio. Si noti che le leghe della serie 6000, largamente utilizzate per l'estrusione a caldo di prodotti laminati [http://www.eaa.net/eaa/education/TALAT/lectures/1255.pdf], hanno tensioni di snervamento peggiori di quelle della serie 7000, ad elevata resistenza a trazione.

Trattando la billetta come un organo meccanico in rotazione, cioè un albero, le problematiche legate alle sollecitazioni meccaniche sono essenzialmente legate al momento torcente trasmesso dal motore esterno. La verifica meccanica degli afferraggi non è effettuabile se non a valle della definizione del sistema di movimentazione (giunti, supporti, pesi propri, luci delle varie campate). Pertanto, trascurando la sollecitazione dovuta ai giunti, i fenomeni rilevanti da considerare sono [Giovannozzi1980]:

- Le velocità critiche di risonanza dovute alla inevitabile eccentricità del baricentro. Anche se alla velocità critica non si ha necessariamente instabilità e rottura, può essere comunque fonte di vibrazioni potenzialmente pericolose;
- Lo stato tensionale prodotto dalla forza centrifuga;
- Lo stato tensionale prodotto dalla forza peso;
- Lo stato tensionale prodotto dalla dilatazione termica;
- Lo stato tensionale prodotto dal momento torcente.

Si evidenzia tuttavia che lo stato tensionale dovuto dalla forza centrifuga, al peso proprio della billetta e alla dilatazione termica risultano essere trascurabili.

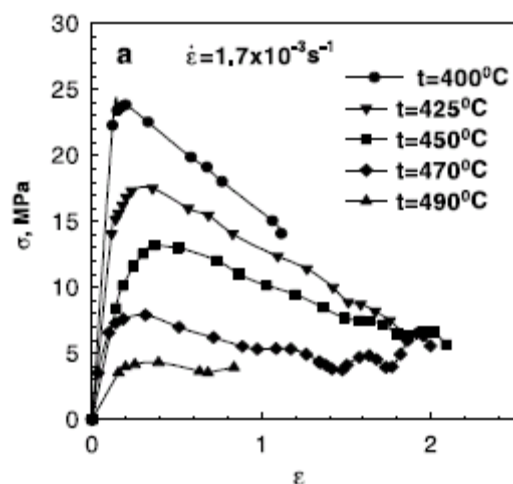


Figura 5.1 – Andamento al variare della temperatura del diagramma tensione-deformazione per la lega di alluminio 7055. [Kaibyshev2001]

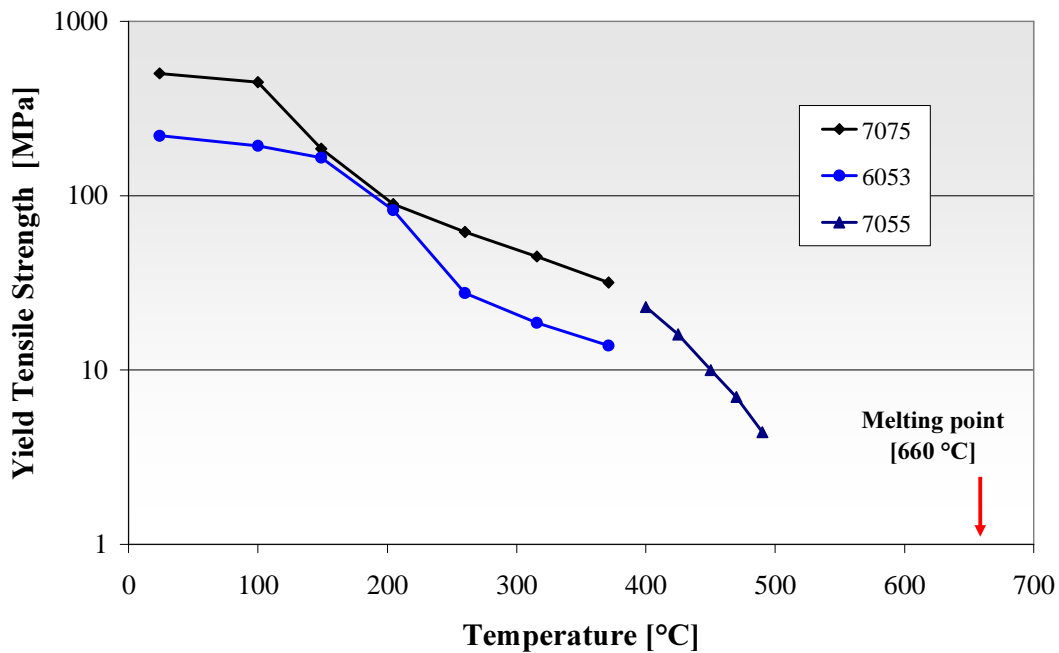


Figura 5.2 – Andamento con la temperatura della tensione di snervamento per varie leghe di alluminio.
[\[http://www.thermaflo.com/engref_tensile.shtml\]](http://www.thermaflo.com/engref_tensile.shtml)

Sulla base dei dati disponibili per la lega 7055, nel range di temperatura 400°C -490°C, si sono dedotte le seguenti interpolazioni per la tensione al limite di proporzionalità σ_Y e per il modulo di Young E , al variare della temperatura:

$$\sigma_Y [MPa] = 36689e^{-0.01837T[^\circ C]} \quad (5.1)$$

$$E [MPa] = 145109e^{-0.01777T[^\circ C]} \quad (5.2)$$

5.1 Velocità critica di risonanza

Le velocità critiche di risonanza $\omega_{c,i}$, con $i = 1, 2, 3, \dots$, per un albero a massa distribuita uniformemente, sono date da [Giovannozzi1980]:

$$\omega_{c,i} = \frac{\beta_i}{L} \sqrt{\frac{EJ}{\rho S}} \quad (5.1.1)$$

dove L è la lunghezza della billetta, S l'area della sezione della billetta, ρ è la densità dell'alluminio, $J = \pi R^4/4$ è il momento di inerzia della sezione rispetto ad un asse diametrale ed E è il modulo di Young dell'alluminio. I coefficienti adimensionali β_i sono dipendenti dalle condizioni di vincolo alle estremità della billetta, come riportato nella tabella 5.1.1. Facendo riferimento alla condizione di incastro ai due estremi della billetta, la

figura 5.1.1 mostra l'andamento nel tempo delle prime tre velocità critiche di risonanza al variare della temperatura nel range 400°C – 490°C; nella stessa figura sono riportati gli andamenti della temperatura massima nella billetta e della velocità angolare. Si osserva che la billetta, durante il processo di riscaldamento, attraversa certamente i tre valori critici di velocità, sia durante il plateau, sia durante il ramp-down. Ciò appare inevitabile in quanto l'andamento decrescente delle velocità critiche è dovuto al rapido diminuire del modulo di Young al crescere della temperatura.

Tabella 5.1.1 – Coefficienti adimensionali per le prime velocità critiche.

Condizioni di vincolo	β_1	β_2	β_3
Albero appoggiato ai due estremi	π	2π	3π
Albero incastrato a un estremo e appoggiato nell'altro	3.927	7.069	10.210
Albero incastrato ai due estremi	4.730	7.853	10.996

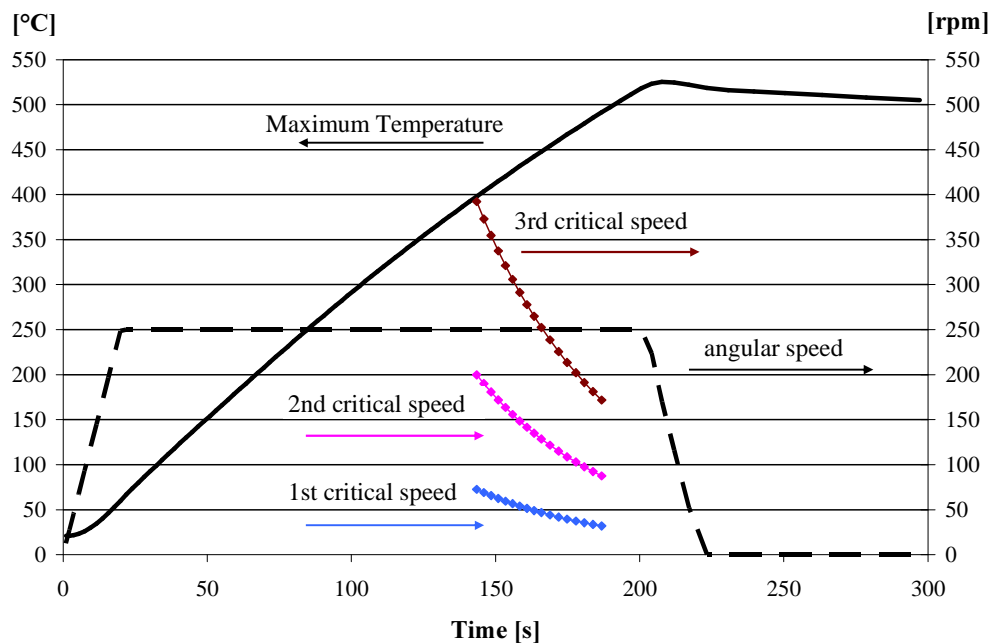


Figura 5.1.1 – Andamento nel tempo delle prime tre velocità critiche di risonanza (nel range di temperatura 400°C – 490°C), della temperatura massima nella billetta e della velocità angolare. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

5.2 Effetto della forza centrifuga

Gli sforzi normali radiale e tangenziale per un cilindro rotante alla velocità angolare ω , al variare della coordinata radiale r , sono dati da [Giovannozzi1980]:

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

$$\sigma_r = \frac{3+\nu}{8} \rho \omega^2 (R^2 - r^2) \quad (5.2.1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{3+\nu}{8} \rho \omega^2 R^2 - \frac{1+3\nu}{8} \rho \omega^2 r^2 \quad (5.2.2)$$

dove ν e ρ sono, rispettivamente, il modulo di Poisson e la densità dell'alluminio, ed R è il raggio della billetta. Gli sforzi normali radiale e tangenziale sono massimi al centro della billetta, ove assumono il valore

$$\sigma_{\max} = \frac{3+\nu}{8} \rho \omega^2 R^2 \quad (5.2.3)$$

Assumendo che il modulo di Poisson sia pari a 0.33, costante con la temperatura, la sollecitazione massima, a 250 rpm, è pari a 7.7 kPa.

5.3 Effetto della forza peso

Lo stato tensionale associato al peso proprio della billetta è dovuto alla forza di taglio ed al momento flettente prodotti dal carico, per unità di lunghezza, uniformemente distribuito $\rho g S$, dove g è l'accelerazione di gravità, ρ la densità dell'alluminio ed S la sezione della billetta. La forza di taglio è lineare lungo l'asse ed il momento flettente parabolico. Tuttavia, mentre la forza di taglio è comunque massima alle estremità della billetta, il massimo del momento flettente dipende dalle condizioni di vincolo. In particolare, se la billetta è appoggiata ai due estremi il momento massimo si ha al centro ed è pari a $\rho g S L^2/8$, dove L è la lunghezza della billetta; se la billetta è incastrata ai due estremi il momento massimo si ha sulle testate ed è pari a $\rho g S L^2/12$. Considerando quest'ultima situazione più realistica, si ha quindi, sulle testate, lo sforzo normale massimo dovuto al momento flettente e lo sforzo tangenziale massimo dovuto al taglio:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_f}{J} R = \frac{\rho g L^2}{3R} \quad (5.3.1)$$

$$\tau_{\max} = \frac{2}{3} \rho g L \quad (5.3.2)$$

dove M_f è il momento flettente e $J = \pi R^4/4$ è il momento di inerzia della sezione rispetto ad un asse diametrale. Si ha quindi $\sigma_{\max} = 88.3$ kPa e $\tau_{\max} = 1.8$ kPa, costanti durante il processo di riscaldamento.

5.4 Effetto della dilatazione termica

Assumendo un coefficiente di dilatazione termica lineare pari a $\alpha = 23 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ indipendente dalla temperatura, ed un $\Delta T = 480^\circ\text{C}$, si ha un allungamento di 11 mm. Tale valore, assumendo che la billetta sia incastrata alle estremità, non causa sforzi normali

assiali eccessivi in quanto il modulo di Young dell'alluminio considerato è inferiore a 25 MPa e dunque $\sigma = E \alpha \Delta T = 276$ kPa. Tuttavia, tenendo conto che a temperatura ambiente il modulo di Young dell'alluminio è circa 64 GPa, lo sforzo normale assiale per un $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ risulta pari a 147 MPa, che è una frazione consistente della tensione di snervamento mostrata in figura 5.2. Si assume quindi che uno dei due afferraggi, o entrambi, siano cedevoli, in modo da poter trascurare le sollecitazioni dovute alla dilatazione termica.

5.5 Effetto del momento torcente

Lo stato tensionale associato alla trasmissione della coppia dal motore esterno e della coppia distribuita dovuta alle correnti indotte nella billetta è una tensione tangenziale che varia linearmente in direzione radiale:

$$\tau = \frac{M_t}{W_t} \frac{r}{R} \quad (5.5.1)$$

dove M_t è il momento torcente sulla sezione considerata e $W_t = \pi R^3/2$ è il momento resistente a torsione. La distribuzione assiale del momento torcente è lineare, e quindi il massimo si ha sulla testata su cui è trasmessa la coppia. Tuttavia, se si considerano due prese di coppia, cioè la billetta è azionata ad entrambe le estremità, il valore dello sforzo tangenziale massimo si dimezza. Considerando quest'ultima situazione, si ha quindi, sulle testate, lo sforzo tangenziale massimo dovuto al momento torcente:

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} \frac{M_t}{W_t} = \frac{C}{\pi R^3} \quad (5.5.2)$$

dove C è la coppia motrice. Per una coppia di 7800 Nm si ha quindi $\tau_{\max} = 2.5$ MPa.

Per eseguire la verifica in base alle sollecitazioni simultanee normale σ (dovuta a flessione e forza centrifuga) e tangenziale τ (dovuta alla torsione ed al taglio), occorre naturalmente ricorrere ad una opportuna ipotesi di rottura che permetta di determinare il valore della tensione equivalente che si ritiene dia luogo, se agente da sola, allo stesso pericolo di rottura cui dà luogo il complesso delle tensioni σ e τ . Il criterio usuale, per materiali duttili, è legato all'energia di distorsione (criterio di von Mises), adottando la formula:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad (5.5.3)$$

dove le tensioni σ e τ sono cautelativamente valutate come somma dei massimi riportati nelle (5.2.3), (5.3.1), (5.3.2) e (5.5.2). La figura 5.5.1 mostra l'andamento nel tempo della tensione equivalente (5.5.3) e della tensione di snervamento (5.1) per la lega 7055, per il processo di riscaldamento descritto nelle figure 4.3.2., 4.3.3 e 4.3.5. Nello stesso grafico sono riportati anche gli andamenti del numero di giri, della coppia e della temperatura massima. Si noti che alla temperatura di 490°C la tensione equivalente eguaglia la tensio-

ne di snervamento. Ciò significa che nella parte finale del processo di riscaldamento proposto la billetta entra in regime plastico.

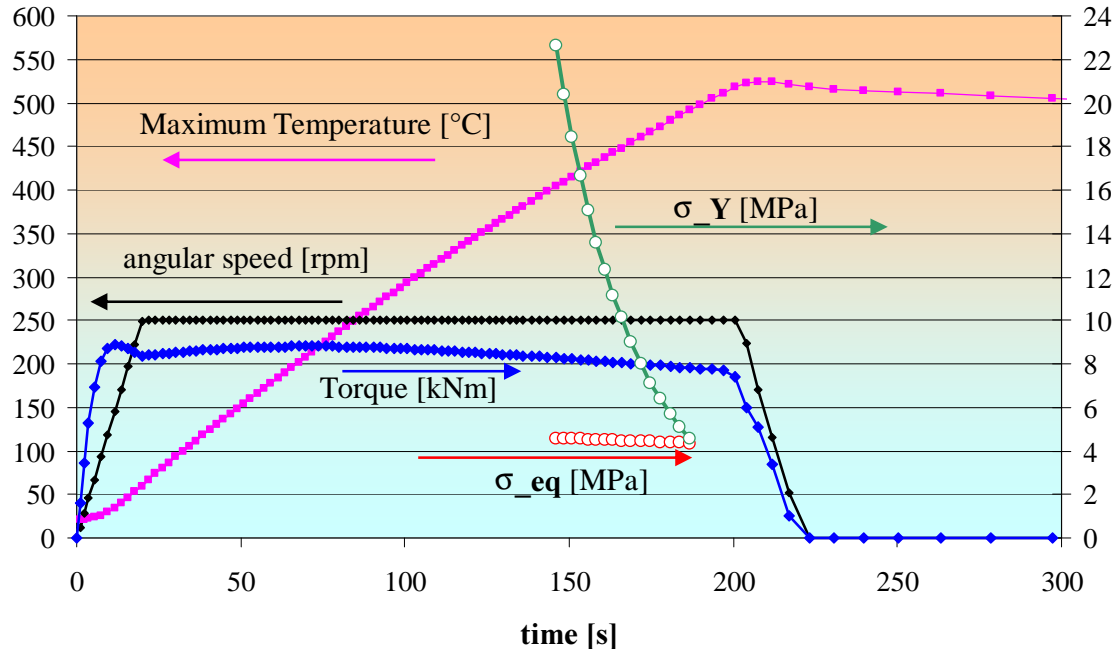


Figura 5.5.1 –Andamento nel tempo della tensione di snervamento σ_Y , della tensione equivalente di rottura σ_{eq} , (nel range di temperatura 400°C – 490°C), della temperatura massima nella billetta, della velocità angolare e della coppia. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

Per potere effettuare la verifica meccanica sulla base dei dati disponibili, si è quindi definito un nuovo processo di riscaldamento con temperatura finale a 450°C, nel campo prodotto dalla sella massiccia progettata nel §4. Le specifiche del processo di riscaldamento modificato sono riportate nella tabella 5.5.1. Le figure 5.5.2 e 5.5.3 mostrano l'andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della differenza di temperatura nella billetta durante il processo di riscaldamento modificato. La figura 5.5.4 mostra l'andamento nel tempo della coppia trasmessa alla billetta, della potenza e della velocità angolare del processo di riscaldamento che permette di raggiungere le specifiche previste in tabella 5.5.1.. Infine, la figura 5.5.5 mostra l'andamento nel tempo della tensione equivalente (5.5.3) e della tensione di snervamento (5.1) per la lega 7055, per il processo di riscaldamento modificato. Si noti che la tensione equivalente è sempre inferiore alla tensione di snervamento: il fattore di sicurezza minimo risulta essere 1.6, in corrispondenza della temperatura di 472°C.

Tabella 5.5.1 – Specifiche del processo di riscaldamento modificato.

Temperatura iniziale della billetta (temperatura ambiente)	20°C [293 K]
Temperatura finale della billetta	450°C [723 K]
Errore ammesso sulla temperatura finale	± 2.5% [± 11.25 K]
Massimo tempo di riscaldamento	300 s [5 min]

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

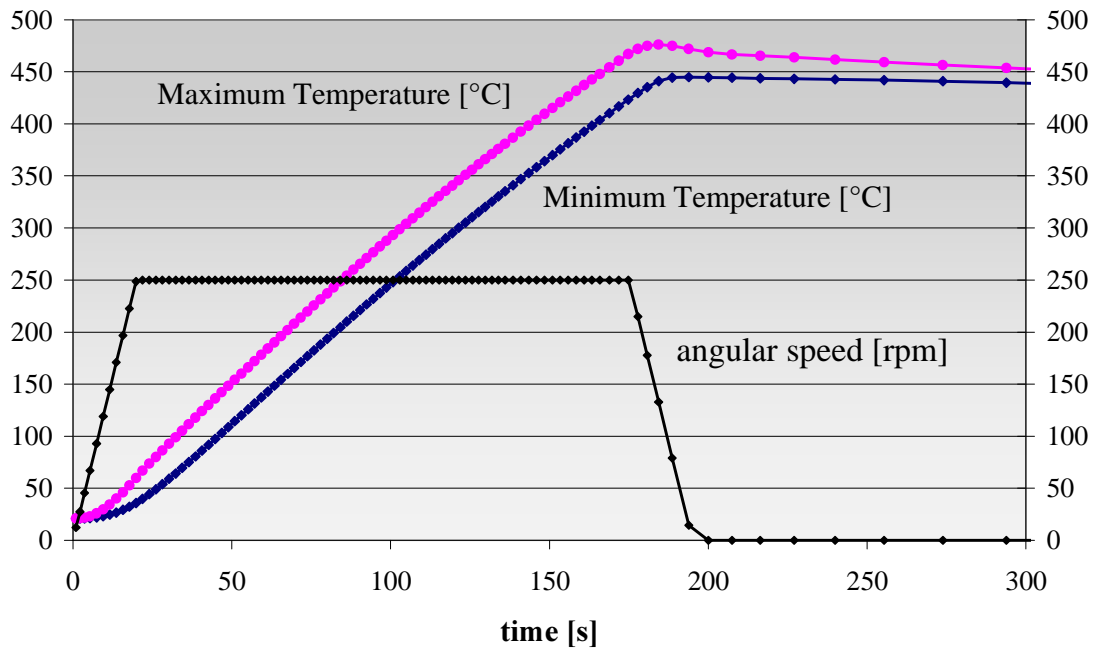


Figura 5.5.2 – Andamento nel tempo delle temperature minima e massima nella billetta e della velocità angolare, per il processo di riscaldamento modificato di Tabella 5.5.1. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

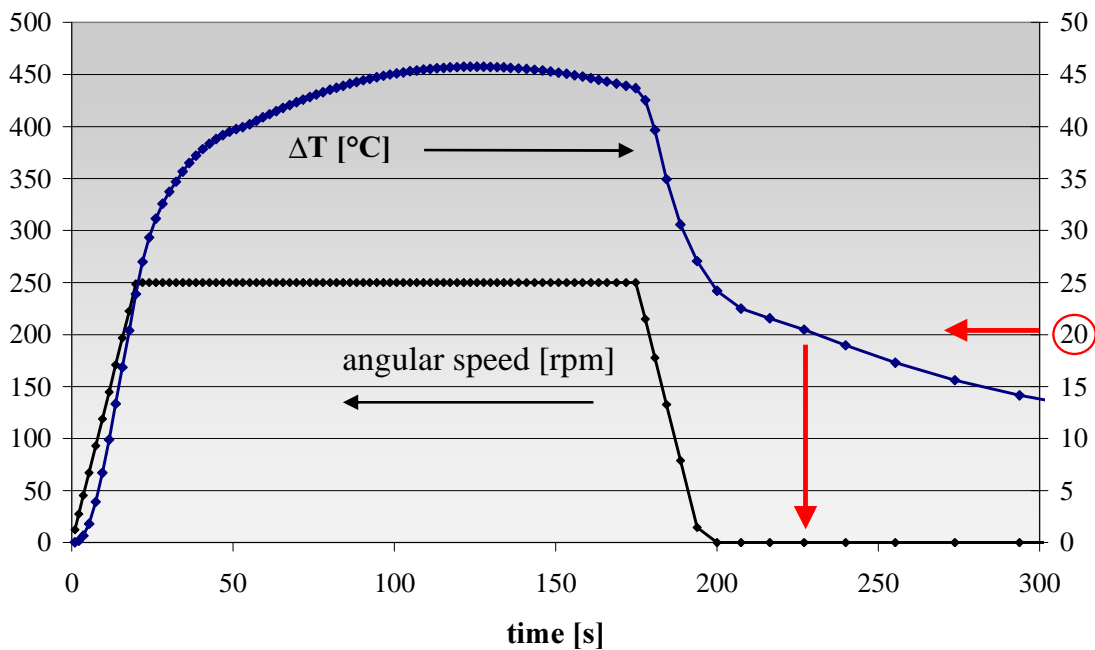


Figura 5.5.3 – Andamento nel tempo della differenza di temperatura nella billetta e della velocità angolare, per il processo di riscaldamento modificato di Tabella 5.5.1. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

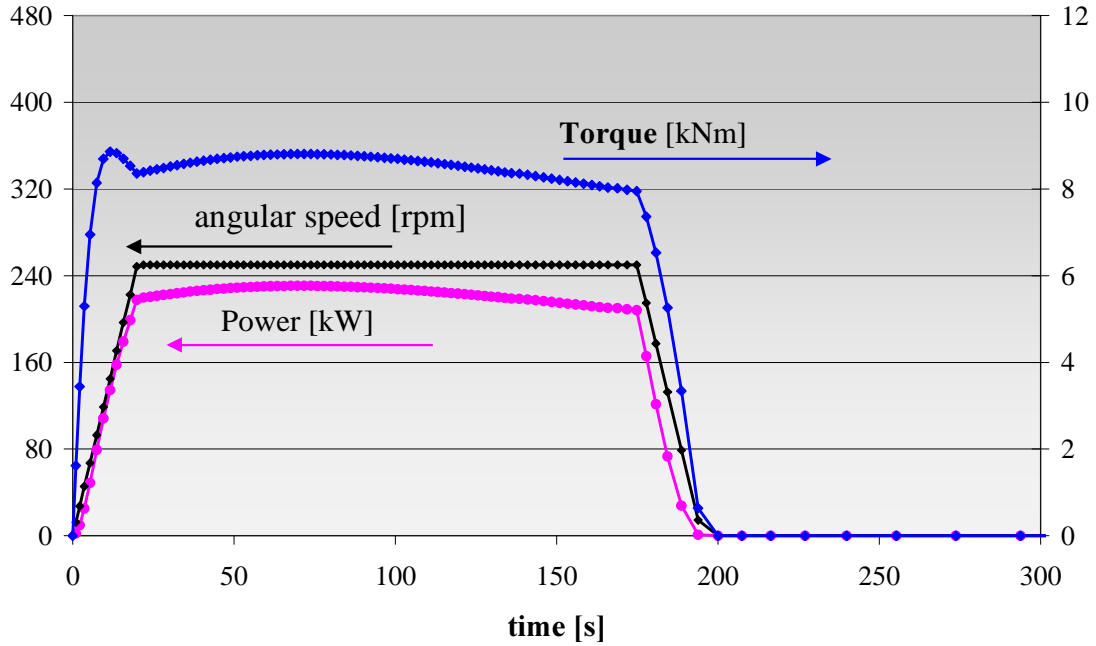


Figura 5.5.4 – Andamento nel tempo della coppia sulla billetta, della potenza iniettata e della velocità angolare, per il processo di riscaldamento modificato di Tabella 5.5.1. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

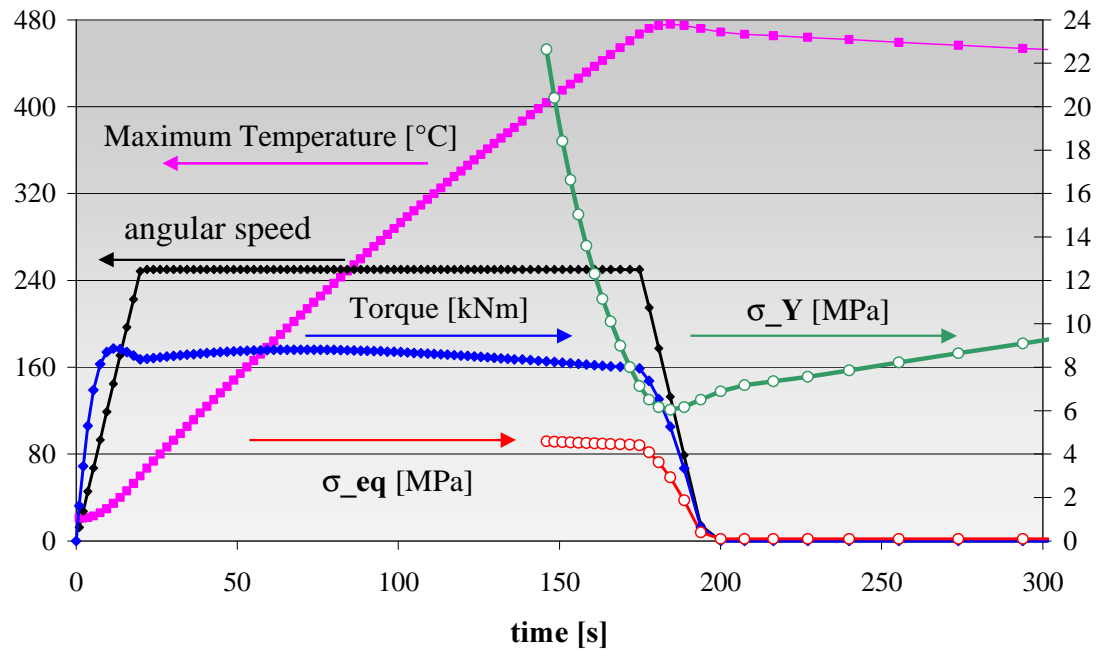


Figura 5.5.5–Andamento nel tempo della tensione di snervamento σ_Y , della tensione equivalente di rottura σ_{eq} , (nel range di temperatura 400°C – 490°C), della temperatura massima nella billetta, della velocità angolare e della coppia, per il processo di riscaldamento modificato di Tabella 5.5.1. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

Con riferimento alla condizione di incastro ai due estremi della billetta, la figura 5.5.6 mostra l'andamento nel tempo delle prime tre velocità critiche di risonanza (nel range di temperatura 400°C – 490°C), della temperatura massima nella billetta e della velocità angolare per il processo di riscaldamento modificato. Si osserva che la billetta, durante il processo di riscaldamento, attraversa comunque i tre valori critici di velocità, sia durante il plateau, sia durante il ramp-down. Anche se alla velocità critica non si ha necessariamente instabilità e rottura, esse possono essere comunque fonte di vibrazioni potenzialmente pericolose.

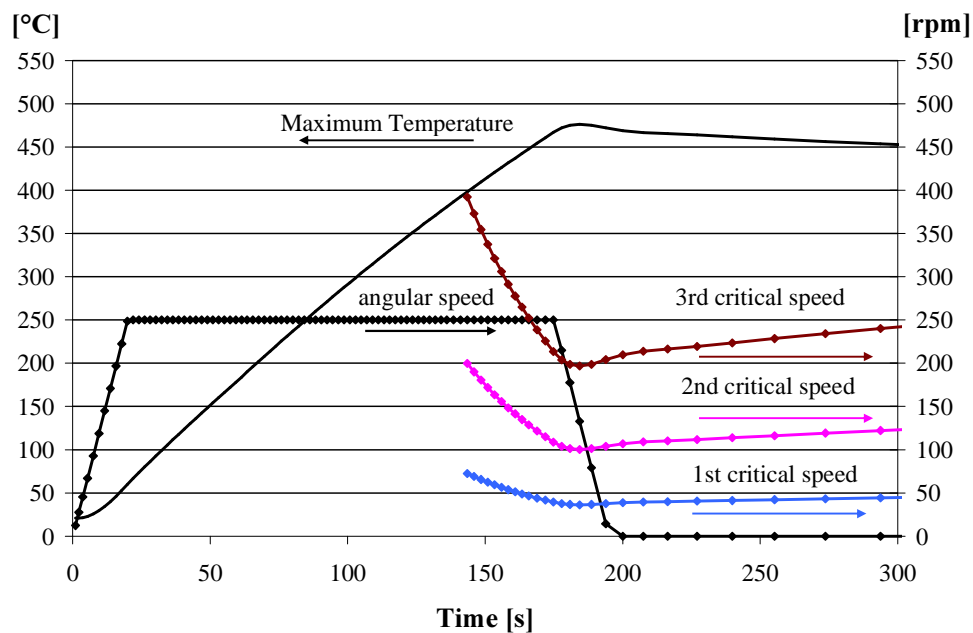


Figura 5.5.6 – Andamento nel tempo delle prime tre velocità critiche di risonanza (nel range di temperatura 400°C – 490°C), della temperatura massima nella billetta e della velocità angolare, per il processo di riscaldamento modificato di Tabella 5.5.1. Il campo di induzione non-uniforme è prodotto dalla sella massiccia.

6. Appendice: Scambio termico in convezione naturale

Il coefficiente di scambio termico utilizzato in [Breschi2006], espresso in funzione della velocità alla parete è espresso dalla seguente relazione sperimentale, ottenuta da prove di riscaldamento su una billetta cilindrica in rotazione tra 1000 rpm e 6000 rpm.

$$h \text{ [W/m}^2 \text{ K]} = 20 (v \text{ [m/s]})^{0.54} \quad (6.1)$$

La relazione (6.1) non è estendibile direttamente al regime di velocità prossima a zero, dominato dallo scambio termico per convezione naturale, in quanto prevede un coefficiente di scambio termico nullo. Per estendere la (6.1) si è assunta la dipendenza del numero di Nusselt ($Nu = hD/k$, dove h è il coefficiente di scambio termico, D è il diametro della billetta, k è la conducibilità termica del fluido circostante) dalla combinazione adimensionale $Pr (Gr + Re^2/2)$ come in [Labraga2004]. Il numero di Prandtl è definito come $Pr = c_p \rho v / k$, dove c_p , ρ e v sono, rispettivamente, il calore specifico, la densità e la viscosità cinematica del fluido circostante. Il numero di Grashof è definito come $Gr = g \beta (T_{sup} - T_{far}) D^3 / \nu^2$, dove T_{sup} e T_{far} sono la temperatura media della superficie della billetta e quella ambiente, rispettivamente, g è l'accelerazione gravitazionale, β è il coefficiente di dilatazione termica del fluido circostante. Il numero di Reynolds è definito come $Re = uD/\nu$, dove u è la velocità sulla superficie della billetta rotante. Tutte le grandezze termofluido-dinamiche, riferite all'aria che circonda il cilindro rotante, sono riportate in tabella 6.1 in funzione della temperatura [http://www.engineeringtoolbox.com/air-properties-d_156.html]. La relazione adottata è la seguente:

$$Nu = 1.26 \left(Pr \left(Gr + \frac{Re^2}{2} \right) \right)^{0.27} \quad (6.2)$$

Dove le costanti che compaiono nella relazione (6.2) sono state calcolate in modo da riprodurre la relazione (6.1) nel range di velocità di sperimentazione. Le proprietà dell'aria sono riferite ad una temperatura ambiente di 20°C. Dato che durante il processo di riscaldamento la temperatura media sulla superficie della billetta varia, Gr risulta essere dipendente dal processo di riscaldamento. Tuttavia, dato che all'avviamento della billetta lo scambio per convezione naturale è nullo (essendo la billetta a temperatura ambiente) e che, a regime, lo scambio termico è dominato dalla convezione forzata, si è scelto di fissare $T_{sup} = 500$ °C, corrispondenti alla temperatura alla fine del processo di riscaldamento. Infatti, è solo negli istanti successivi, in cui la billetta è immobile, che lo scambio termico per convezione naturale è dominante. La figura 6.1 mostra il confronto tra il coefficiente di scambio termico sperimentale (6.1) ed il coefficiente di scambio termico estrapolato dalla (6.2).

Sottoprogetto Unità di BOLOGNA

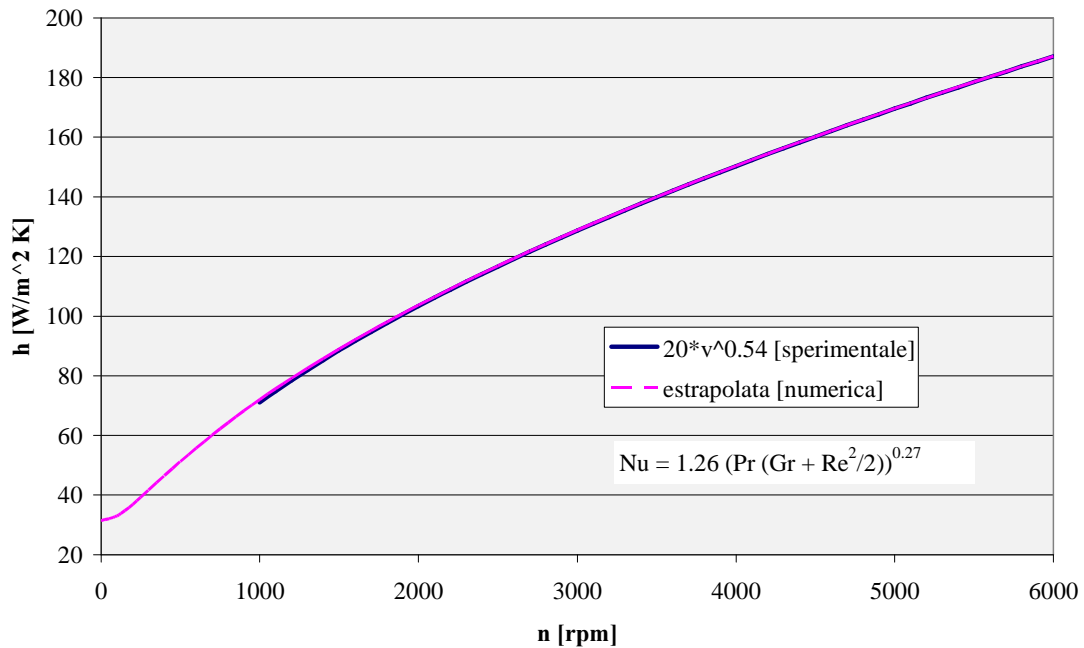


Figura 6.1 – Confronto tra il coefficiente di scambio termico sperimentale ed il coefficiente di scambio termico estrapolato tramite analisi dimensionale.

Tabella 6.1 – Proprietà dell'aria a 1 bar.

Temperatura - T - (°C)	Densità - ρ - (kg/m ³)	Calore specifico - c _p - (kJ/kg.K)	Conducibilità termica - k - (W/m.K)	Viscosità ci- nemática ν (m ² /s)	Coefficiente di dilatazione β (1/K)	Numero di Prandtl P _r
0	1.293	1.005	0.0243	13.30 × 10 ⁻⁶	3.67 × 10 ⁻³	0.715
20	1.205	1.005	0.0257	15.11 × 10 ⁻⁶	3.43 × 10 ⁻³	0.713
40	1.127	1.005	0.0271	16.97 × 10 ⁻⁶	3.20 × 10 ⁻³	0.711
60	1.067	1.009	0.0285	18.90 × 10 ⁻⁶	3.00 × 10 ⁻³	0.709
80	1.000	1.009	0.0299	20.94 × 10 ⁻⁶	2.83 × 10 ⁻³	0.708
100	0.946	1.009	0.0314	23.06 × 10 ⁻⁶	2.68 × 10 ⁻³	0.703
120	0.898	1.013	0.0328	25.23 × 10 ⁻⁶	2.55 × 10 ⁻³	0.70
140	0.854	1.013	0.0343	27.55 × 10 ⁻⁶	2.43 × 10 ⁻³	0.695
160	0.815	1.017	0.0358	29.85 × 10 ⁻⁶	2.32 × 10 ⁻³	0.69
180	0.779	1.022	0.0372	32.29 × 10 ⁻⁶	2.21 × 10 ⁻³	0.69
200	0.746	1.026	0.0386	34.63 × 10 ⁻⁶	2.11 × 10 ⁻³	0.685

7. Bibliografia

- [Back1999] T. Back, *Evolutionary Algorithms in theory and practice*, Oxford University Press, Oxford, 1996.
- [Borghi1999] C.A. Borghi, P. Di Barba, M. Fabbri, and A. Savini, "A Comparative Study of the Loney's Solenoid by Different Techniques of Global Optimization", *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, Vol. 10, pp. 417-423, 1999.
- [Breschi2006] M. Breschi, M. Fabbri, A. Morandi, P.L. Ribani, Relazione PRIN2005 "Tecnologie innovative ad alto rendimento nel riscaldamento ad induzione per trattamenti termici di billette e nastri di alluminio"– Sottoprogetto UNIBO - Settembre 2006.
- [Fabbri1999] M. Fabbri, F. Negrini and P.L. Ribani, "Optimized Magnetic Design of a High Temperature Micro-SMES", *International Journal of Modern Physics B*, Vol. 13, n. 9&10, pp. 1351-1356, 1999.
- [Fabbri2006] M. Fabbri, A. Morandi, S. Lupi, M. Forzan, Relazione PRIN2005 "Tecnologie innovative ad alto rendimento nel riscaldamento ad induzione per trattamenti termici di billette e nastri di alluminio"– Sottoprogetto UNIBO - Novembre 2006.
- [Giovannozzi] R. Giovannozzi, *Costruzione di macchine*, Patron, Bologna, 1980.
- [Kaibyshev2001] R. Kaibyshev, T. Sakai, F. Musin, I. Nikulin and H. Miura, "Superplastic behavior of a 7055 aluminum alloy," *Scripta materialia*, vol. 45, pp1373-1380, 2001.
- [Labraga2004] L. Labraga, T. Berkah, "Mass transfer from a rotating cylinder with and without crossflow," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, pp. 2493–2499, 2004.
- [Runde2003] M. Runde, N. Magnusson, "Design, building and testing of a 10 kW superconducting induction heater", *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Vol. 13, No. 2, June 2003.