

**UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA**

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria dell'Energia Elettrica

Studio di un interruttore ibrido per la protezione di impianti di trazione elettrica ferroviaria a 3kV in corrente continua

Relatore: Roberto Turri

Correlatore: Ing. Filippo Rigoni

Laureando: Cuttini Gianluca

2018915

Anno Accademico 2022/2023

Sommario

1. Introduzione	4
2. Confronto tipologie interruttori	6
2.1. Interruttori meccanici.....	6
2.1.1. Soppressione diretta della corrente di guasto.....	6
2.1.2. Correzione per correnti inferiori a quella di regime	9
2.2. Interruttori meccanici con oscillatore	11
2.3. Stato dell'arte degli interruttori meccanici	12
2.4. Interruttori allo stato solido	15
2.5. Interruttori ibridi	18
2.4.1. Principio di funzionamento	18
2.4.2. Interruttore ibrido con commutatore elettronico	20
3. Dati di progetto.....	22
3.1. Specifiche tecniche secondo normativa.....	22
3.2. Limiti sulle tensioni di contatto	25
3.3. Parametri del circuito	26
3.3.1. Resistenza elettrica unitaria della linea di contatto	26
3.3.2. Resistenza unitaria del binario.....	26
3.3.3. Induttanza chilometrica del circuito di linea	27
3.3.4. Impedenza della sorgente.....	27
3.3.5. Caratteristiche tecniche secondo RFI	28
3.4. Dati linea.....	29
4. Sviluppo interruttore	30
4.1. Topologia.....	30
4.2. Scelta componenti.....	31
4.2.1. Interruttore meccanico	31
4.2.2. Ramo di dissipazione MOV	34
4.2.3. Interruttore principale a semiconduttori.....	37
4.2.4. Snubber RCD	40
5. Simulazioni.....	41
5.1. Simulazione 1	41
5.1.1. Effetto del condensatore	43
5.2. Simulazione 2	46
5.2.1. Effetto del condensatore	48

5.2.2.	Considerazioni sullo scaricatore	55
6.	Prove di Laboratorio	57
6.1.	Lista componenti utilizzati.....	57
6.1.1.	Catena di misura	58
6.1.2.	Driver IGBT	59
6.1.3.	Alimentazione	60
6.1.4.	Controllo con Arduino.....	60
6.1.5.	Montaggio Interruttore Ibrido	62
6.2.	Prova 1.....	64
6.2.1.	Schema circuitale prova 1	65
6.2.2.	Risultati	66
6.3.	Prova 2.....	68
6.2.3.	Schema circuitale Prova 2	70
6.2.4.	Risultati	71
7.	Conclusioni.....	78
8.	Bibliografia.....	79

1. Introduzione

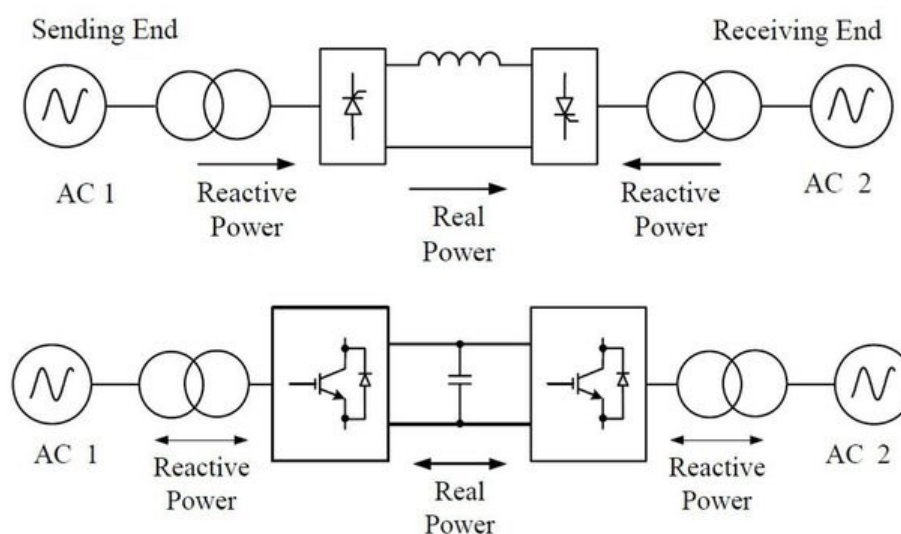
Lo scopo di questa tesi magistrale in Ingegneria dell'Energia Elettrica è quello di effettuare uno studio su una tipologia di interruttore di protezione per linee in corrente continua a 3kV di trazione elettrica ferroviaria.

Questa relazione è frutto di un'esperienza di stage presso l'azienda "est-Italia" grazie alla quale è stato possibile realizzare un prototipo in scala per l'esecuzione di prove di laboratorio. Perciò il lavoro è stato sviluppato con il fine della costruzione fisica dell'apparecchio e alcuni aspetti, quali la caratterizzazione di un modello dinamico dell'arco elettrico e lo sviluppo dettagliato della bobina Thomson, sono stati semplificati per sfruttare al meglio il tempo e le risorse a disposizione.

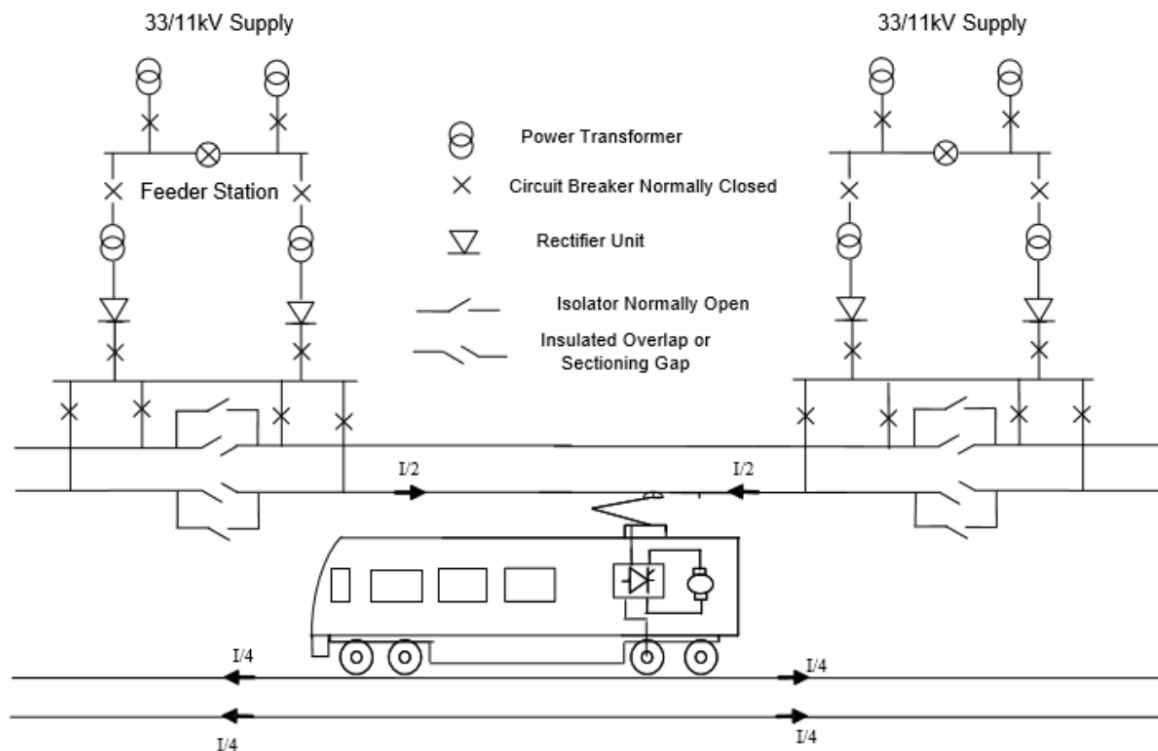
L'interruzione della corrente continua presenta delle notevoli complicazioni rispetto a quella alternata per via dell'assenza di un naturale passaggio per lo zero e della presenza di induttanze parassite, particolarmente rilevanti per le linee aeree della TE, che accumulano energia. Questi fattori rendono più lenta l'interruzione del guasto dato che l'energia accumulata nelle induttanze deve scaricarsi.

Questo limita la possibilità di creare reti diramate ad elevate tensioni continue, in quanto la tensione di alimentazione deve necessariamente essere limitata per poter interrompere efficacemente l'arco elettrico negli extrarapidi.

Attualmente, infatti, i sistemi HVDC che raggiungono anche 1 MV di tensione nominale, hanno solitamente una stazione 1 di conversione AC/DC che invia la potenza ad una stazione 2 di conversione DC/AC e un eventuale guasto lato DC viene interrotto spegnendo i convertitori delle stazioni oppure, in caso di anomalia degli stessi convertitori, aprendo i contatti degli interruttori lato AC.



Analogamente nella TE si possono individuare la stazione 1 nella sse di alimentazione e una stazione 2 che equivale al convertitore a bordo treno che riceve l'energia dalla linea attraverso la captazione con il pantografo. Tuttavia, vi sono due differenze fondamentali con i sistemi HVDC: l'alimentazione è bilaterale e i convertitori delle sse sono a diodi e quindi non sono controllati; perciò è indispensabile l'utilizzo di interruttori di protezione a valle degli stessi per disconnettere la linea in caso di guasto. Gli interruttori devono essere coordinati in caso di guasto per evitare l'alimentazione da una delle due sse. Inoltre, a valle dei convertitori a diodi è presente un filtro LC che, come verrà analizzato nelle simulazioni e nelle prove di laboratorio, avrà un ruolo nell'interruzione.



Anche ipotizzando l'utilizzo di convertitori controllati nelle sse al posto di quelli a diodi, rimane comunque necessario l'utilizzo di interruttori di protezione della linea proprio perché se si spegnesse il convertitore si andrebbe a disalimentare anche le linee sane.

Lo sviluppo di interruttori affidabili che estinguano rapidamente le correnti di guasto nei circuiti DC permetterà lo sviluppo di reti diramate efficienti e soprattutto più sicure non solo nel campo della trazione elettrica, ma anche in vista di future reti di distribuzione in corrente continua.

2. Confronto tipologie interruttori

In questo capitolo verranno confrontate tre diverse tecnologie utilizzate per l'interruzione della corrente continua. Partendo da quella più comunemente utilizzata, ovvero l'interruzione per soppressione diretta della corrente, che sfrutta l'arco elettrico per assorbire l'energia della linea e interrompere la corrente di guasto; per arrivare alla soluzione oggetto di studio ovvero l'interruttore ibrido che fa uso di componenti a semiconduttore per adempiere allo scopo.

Per ogni tipologia di interruttore verranno elencati pregi e difetti e verranno fatti riferimenti al campo di applicazione di interesse, il quale è rilevante per discernere l'efficacia dei diversi metodi.

2.1. Interruttori meccanici

Si procede con una trattazione analitica semplificata che andrà a descrivere l'andamento del transitorio di interruzione tra il tempo $t=0$ e il tempo $t=t_1$. Verrà considerato dapprima il transitorio di soppressione della corrente di guasto [1] a partire da una situazione di regime e successivamente verrà contestualizzato nel caso di limitazione della corrente di guasto.

2.1.1. Soppressione diretta della corrente di guasto

Si consideri il circuito in figura 2.1:

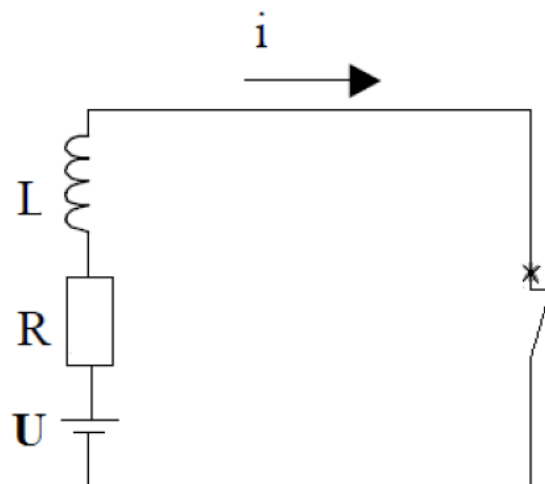


Figura 2.1

In cui circola la corrente $i_0 = \frac{U}{R}$ a regime. Quindi l'energia immagazzinata nell'induttanza è:

$$W_0 = \frac{1}{2} L \cdot i_0^2 \quad (2.1)$$

Nel momento in cui viene aperto l'interruttore, si genera una tensione d'arco U_a e quindi un transitorio che porterà all'estinzione della corrente in t_1 , nelle condizioni adeguate di seguito descritte.

La tensione d'arco è di difficile interpretazione analitica, in questo esempio viene considerata per semplicità come un generatore a gradino con un valore costante da $t=0$ a $t=t_1$, istante in cui si annullerà.

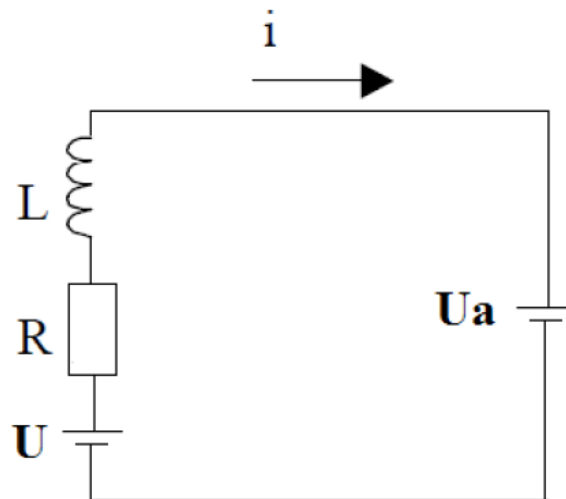


Figura 2.2

Quindi se si sostituisce all'interruttore la sua tensione d'arco, l'equazione della maglia diventa:

$$U - Ri(t) - L \frac{di}{dt} - U_a = 0 \quad (2.2)$$

Risolvendo l'equazione differenziale si ottiene:

$$i(t) = \frac{U-U_a}{R} + c \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2.3)$$

con $\tau = L/R$

La costante c si calcola applicando il principio di continuità dell'induttanza per cui la corrente in $t=0^-$ equivale alla corrente in $t=0^+$

$$\begin{cases} i(0^-) = i_0 \\ i(0^+) = \frac{U-U_a}{R} + c \end{cases} \rightarrow i(0^-) = i(0^+)$$

Si ottiene: $c = \frac{U_a}{R}$

$$\rightarrow i(t) = \frac{U-U_a}{R} + \frac{U_a}{R} e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2.4)$$

Da cui si può ricavare t_1 , imponendo la condizione $i(t_1) = 0$:

$$t_1 = \tau \cdot \ln\left(\frac{U_a}{U_a-U}\right) \quad (2.5)$$

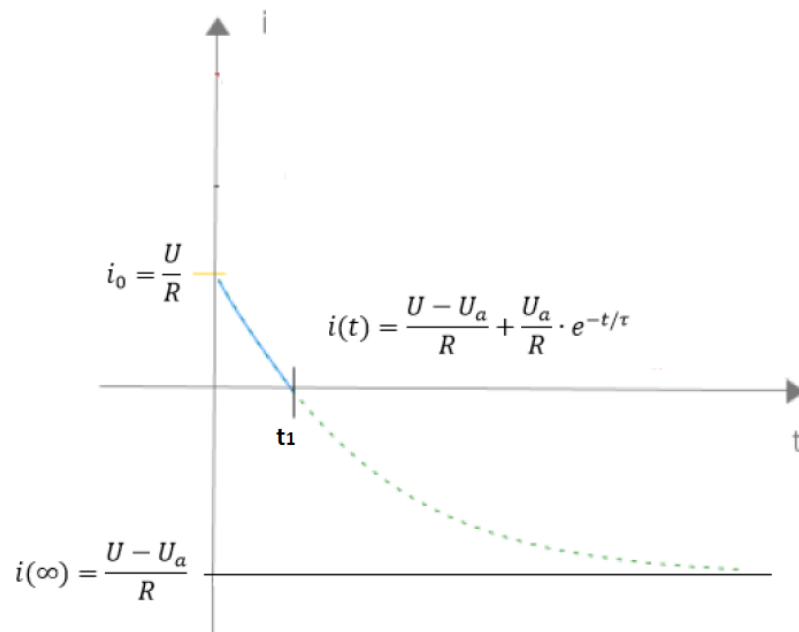


Figura 2.3

È anche possibile calcolare l'energia dissipata nell'arco tra 0 e t_1 :

$$W_a = \int_0^{t_1} p_a(t) dt = \int_0^{t_1} U_a \cdot i(t) dt = U_a \int_0^{t_1} \left(\frac{U - U_a}{R} + \frac{U_a}{R} \cdot e^{-t/\tau} \right) dt \quad (2.6)$$

Sviluppando i calcoli si ottiene:

$$W_a = U_a L \frac{U}{R^2} \left[\ln \left(\frac{U_a}{U_a - U} \right) \cdot \left(1 - \frac{U_a}{U} \right) + 1 \right] \quad (2.7)$$

Moltiplicando e dividendo per U e ricordando che $U/R = i_0$ e che $W_0 = 1/2 Li_0^2$ si può scrivere:

$$W_a = \frac{U_a}{U} \cdot L \cdot i_0^2 \left[\ln \left(\frac{U_a}{U_a - U} \right) \cdot \left(1 - \frac{U_a}{U} \right) + 1 \right] = W_0 \cdot \frac{U_a}{U} \cdot 2 \left[\ln \left(\frac{U_a}{U_a - U} \right) \cdot \left(1 - \frac{U_a}{U} \right) + 1 \right] \quad (2.8)$$

Da cui si può notare che il rapporto W_a/W_0 è maggiore di 1 se $|U_a - U| > 0$. Quindi l'arco deve dissipare un'energia maggiore di quella immagazzinata nell'induttanza di linea. Il valore di W_a/W_0 è solitamente tra 1 e 1,5; più è basso tale rapporto e più facile sarà l'interruzione [1].

Tuttavia, questa formula può risultare incorretta quando si considera il caso reale in cui la corrente di partenza i_0 non è quella di regime permanente del guasto. Per questo viene effettuata ora una correzione.

2.1.2. Correzione per correnti inferiori a quella di regime

Si consideri ora il circuito in figura 2.4:

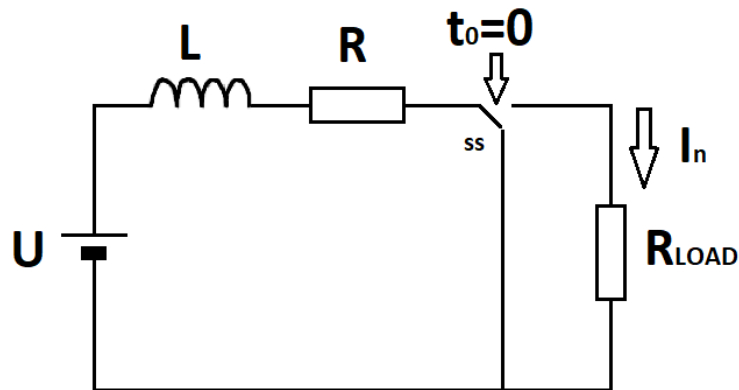


Figura 2.4

Prima del regime di guasto (descritto in 2.2.1) il sistema sperimenta il transitorio di guasto che porta la corrente dal valore nominale, fino al valore di regime i_0 precedentemente considerato. Tuttavia, nel caso in cui vi sia un'interruzione tempestiva del guasto, la corrente da considerare non è più quella presunta di regime di guasto, bensì è la corrente di cut-off [2], che indica il picco reale di corrente nel transitorio e permette di limitare l'energia del guasto.

Per $t < 0$ il generatore di tensione continua U alimenta il carico R_{LOAD} tramite la linea modellizzata a parametri concentrati costituita da un'induttanza L e una resistenza R . Si instaura una corrente di regime nominale I_n pari a:

$$I_n = \frac{U}{R + R_{LOAD}} \quad (2.9)$$

Essa rappresenta il valore di corrente di carico nell'istante precedente al cortocircuito. All'istante $t=0$ il commutatore esclude il carico generando il circuito di guasto. Lo sganciatore di massima corrente dell'interruttore è tarato per una corrente I_d ; dunque, questa determina il valore di energia magnetica iniziale del transitorio:

$$W_L = \frac{1}{2} L \cdot I_d^2 \quad (2.10)$$

L'equazione che descrive la maglia del cortocircuito è:

$$U - R \cdot i(t) - L \frac{di(t)}{dt} = 0 \quad (2.11)$$

Risolvendo l'equazione differenziale e considerando la condizione iniziale $i(t=0) = I_n$ si ottiene

$$i(t) = I_{SS} - (I_{SS} - I_n) * e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2.12)$$

Con $\tau = \frac{L}{R}$

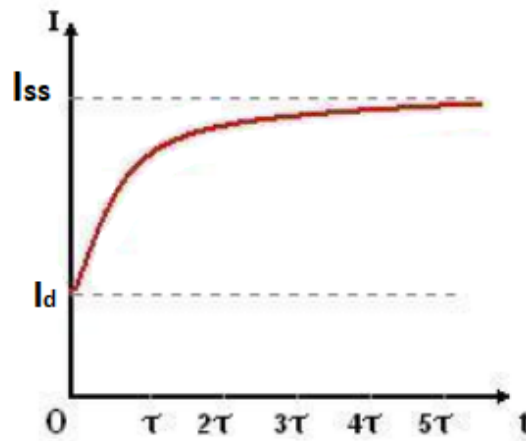


Figura 2.5

La corrente I_{ss} è la corrente di cortocircuito presunta a regime ed equivale a

$$I_{ss} = \frac{U}{R} \quad (2.13)$$

Essendo l'energia dell'induttanza una funzione di stato possiamo dire che l'energia accumulata dal tempo zero al tempo t_i in cui inizia a formarsi l'arco elettrico vale:

$$\begin{aligned} W_{L,t_i} &= \int_0^{t_i} p_L(t) dt = \int_0^{t_i} \frac{d}{dt} \left(\frac{1}{2} L * i(t)^2 \right) dt = W_{L,0} + \Delta W = \\ &= \frac{1}{2} L * i_n^2 + \left(\frac{1}{2} L * i_{(t_i)}^2 - \frac{1}{2} L * i_n^2 \right) \\ &= \frac{1}{2} L * i_{(t_i)}^2 \end{aligned} \quad (2.14)$$

Questa energia sarà quella iniziale da considerare nel transitorio immediatamente successivo di soppressione della corrente.

L'interruttore ha un tempo di apertura T_s che include il ritardo del circuito di comando t_0 che invia il segnale di apertura secondo la corrente di taratura I_d dello sganciatore di massima corrente e il tempo totale di apertura dei contatti metallici t_i . Il ritardo del comando di apertura può essere trascurato in quanto molto inferiore rispetto al tempo di apertura dei contatti, che determina effettivamente la corrente che si andrà ad interrompere.

Si consideri dunque $t = T_s = t_0 + t_i \cong t_i$ l'istante iniziale della fase di soppressione della corrente, in cui

$$\begin{cases} i(t_i) = i_{CUT-OFF} = I_{ss} - (I_{ss} - I_d) * e^{-\frac{t_i}{\tau}} \\ W_{L,t_i} = \frac{1}{2} L * i_{(t_i)}^2 \end{cases} \quad (2.15)$$

La corrente di cut-off dell'interruttore equivale al punto di picco del transitorio di interruzione.

Nelle normative vigenti non è specificato questo valore, ma in questa trattazione sarà importante stimare la reale energia che l'interruttore deve dissipare.

Ponendo ora come condizione iniziale dell'equazione differenziale 2.2

$$i(0^-) = I_{cut-off} \rightarrow c = I_{cut-off} - \frac{U-U_a}{R}$$

Otteniamo

$$i(t) = \frac{U-U_a}{R} + \left(I_{cut-off} - \frac{U-U_a}{R} \right) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2.16)$$

Imponendo $i(t_1) = 0$ si trova:

$$t_1 = \tau \cdot \ln \left(\frac{R \cdot I_{cut-off} - U + U_a}{U_a - U} \right) \quad (2.17)$$

E integrando per trovare l'energia come nella 2.6 si ottiene

$$W_a = \frac{\tau \cdot U_a \cdot (U - U_a)}{R} \cdot \left(\ln \left(1 + \frac{R I_{cut-off}}{U_a - U} \right) + \frac{R I_{cut-off}}{U - U_a} \right) \quad (2.18)$$

È importante fare alcune considerazioni:

- la tensione U_a deve essere necessariamente maggiore di U per poter portare la corrente a zero in t_1
- maggiore è la differenza $|U - U_a|$ e più rapida sarà la discesa della corrente
- più breve sarà l'intervallo di apertura dei contatti t_i minore sarà la corrente di cut-off e di conseguenza minore sarà il tempo totale di interruzione t_1
- Più il guasto sarà distante dalla sottostazione e maggiore sarà il contributo di R che riduce l'ammontare totale di energia dissipata nell'arco, rendendo però più difficile l'individuazione del guasto in quanto la corrente di guasto sarà molto più vicina al valore della corrente nominale di funzionamento.

2.2. Interruttori meccanici con oscillatore

Un'altra tipologia derivata dagli interruttori meccanici è quella che sfrutta un circuito oscillatorio ausiliario per forzare il passaggio per lo zero della corrente di guasto [1]. Vengono utilizzati condensatori e induttori e si sfrutta la frequenza di risonanza naturale del circuito ausiliario.

Hanno il vantaggio di utilizzare componenti passivi per l'oscillazione e interruttori AC per l'interruzione; tuttavia, possono presentarsi problemi di gestione dell'energia di guasto e il comportamento oscillatorio tende a rallentare complessivamente il transitorio di interruzione.

Questa topologia non sarà ulteriormente discussa in questa tesi.

2.3. Stato dell'arte degli interruttori meccanici

Gli interruttori di tipo meccanico con camino di spegnimento dell'arco sono attualmente utilizzati nelle sottostazioni elettriche che alimentano i sistemi di trazione elettrica alla tensione nominale di 3000 V in corrente continua [3].

I contatti metallici sono tenuti in posizione da un sistema magnetico alimentato da una bobina di ritenuta (figura 2.6), alimentata in bassa tensione, che genera una forza opposta a quella di una molla di scatto che tende ad aprire i contatti. Quando la corrente supera la soglia di taratura, la bobina di taratura impone un flusso magnetico opposto a quello della bobina di ritenuta, esso va ad annullare la forza di ritenuta e i contatti vengono tirati verso la posizione di apertura dalla molla.

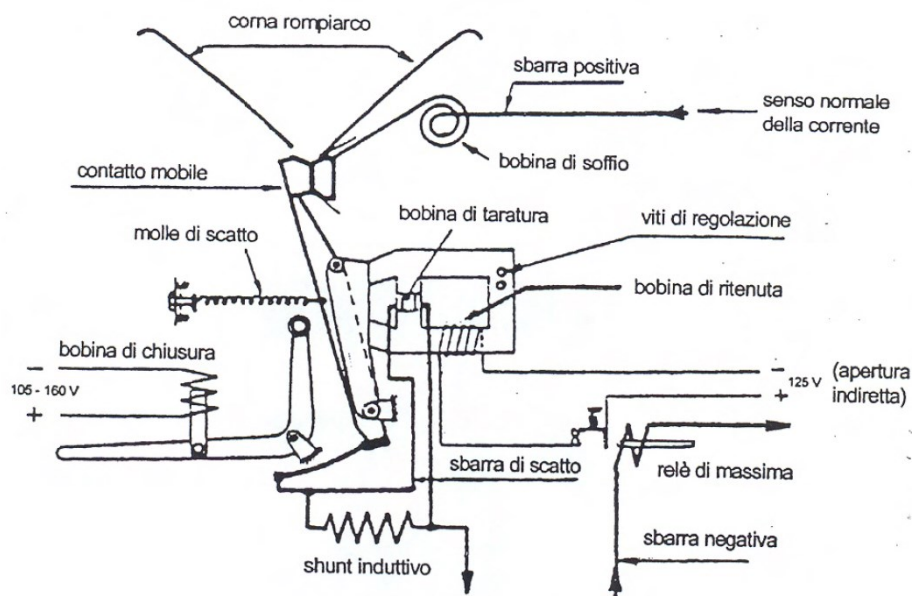


Figura 2.6

Nello stesso circuito magnetico è avvolta la bobina di sgancio di emergenza [4]. Questa è tarata per correnti superiori a quelle dei relè di protezione ed è alimentata dalla stessa corrente di linea. Quando la corrente di linea supera la taratura di emergenza il campo magnetico prodotto va ad annullare quello della bobina di ritenuta provocando lo sgancio.

Come visto in precedenza, all'apertura dei contatti, si forma una tensione d'arco che andrà a sopprimere la sovracorrente. L'arco elettrico viene spinto verso l'alto dal cosiddetto soffio magnetico, provocato dalla bobina di soffio (Figura 2.6) che genera un campo magnetico. Per la legge di Lorentz sull'arco si genererà una forza che seguirà la regola della mano destra e spingerà l'arco verso l'alto (Figura 2.7). L'arco viene quindi spinto verso l'alto sia dalla forza che dal calore generato dallo stesso, l'estinzione viene effettuata allungando il percorso d'arco tramite l'utilizzo congiunto delle corna spinterometriche e del camino di spegnimento.

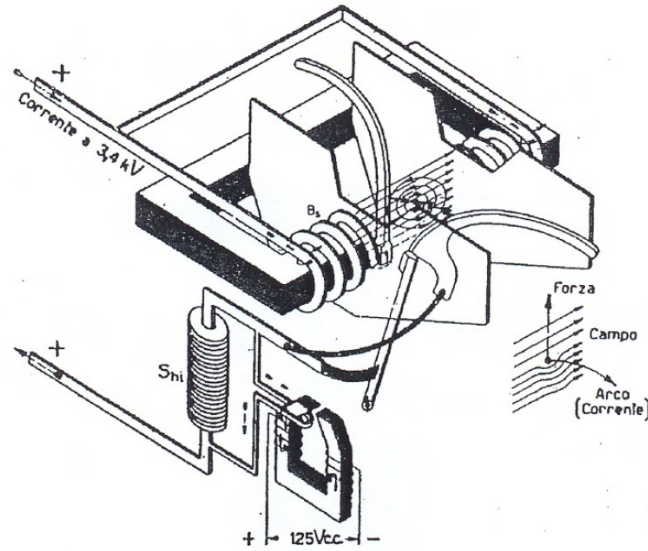


Figura 2.7

Dunque, questo sistema fa affidamento sulla caratteristica dell'arco [5]. In figura 2.9 è riportata una caratteristica statica per un circuito ohmico illustrato in figura 2.8.

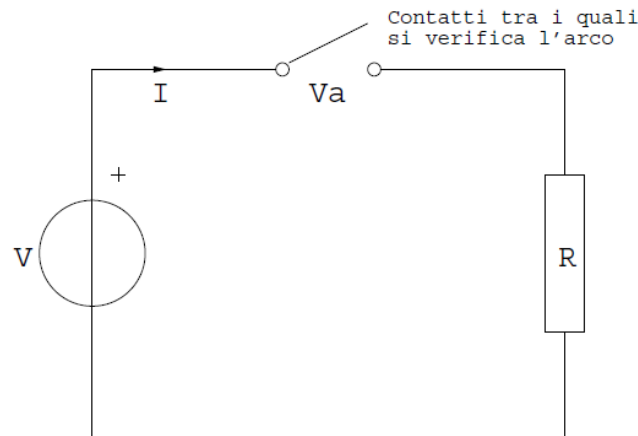


Figura 2.8

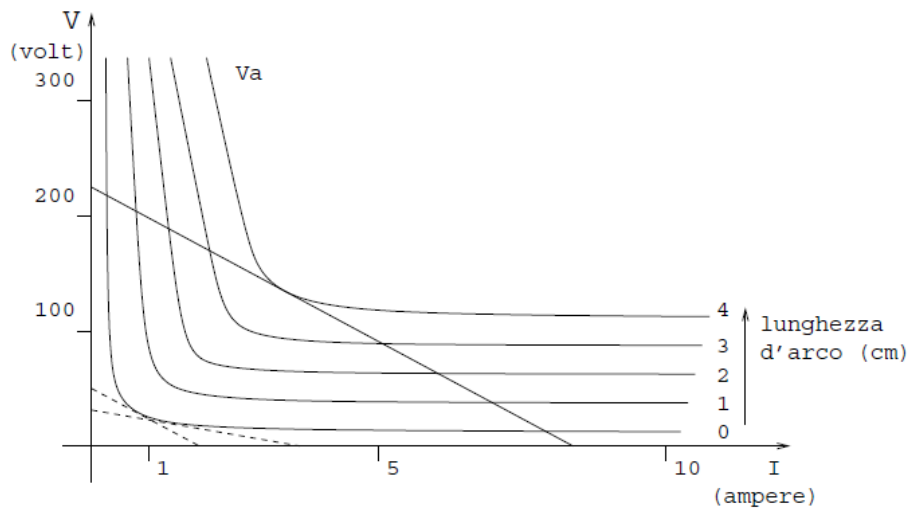


Figura 2.9

La tensione d'arco è fortemente dipendente dalla sua lunghezza, che a parità di corrente fa aumentare la sua tensione. Grazie a questo è possibile sopprimere la corrente di guasto come visto nel paragrafo 2.1.

Nel caso di circuiti di tipo induttivo, il comportamento dell'arco non dipende solo dalla corrente circolante, ma anche dal mezzo di estinzione adottato e dalla velocità di apertura dei contatti [5]. Infatti, all'atto di apertura del circuito, l'energia magnetica immagazzinata deve essere dissipata, sotto forma di calore, nell'interruttore. L'apertura del circuito causa una sovratensione ai capi dell'induttore stesso, che provoca un trasferimento di energia dall'induttore all'interruttore, come visto nel paragrafo 2.1.1. Vi è la necessità di limitare il riscaldamento del dielettrico, e ciò potrebbe essere ottenuto riducendo al minimo la durata della manovra di apertura dei contatti t_i ; tuttavia, questo tempo non può essere reso troppo piccolo in quanto occorre contenere la sovratensione di apertura, dovuta all'induttanza. Di conseguenza, un interruttore ideale per corrente continua dovrebbe essere modellizzato da una resistenza, il cui valore cresca da zero ad infinito durante l'interruzione, con una rapidità tale da contenere il fenomeno della sovratensione entro i limiti imposti dalle caratteristiche di isolamento del circuito. L'andamento della resistenza dell'arco stesso è in grado di soddisfare questi requisiti entro certi limiti.

Infatti, se si considerano le proprietà dell'arco elettrico [5]:

- La temperatura e la resistenza dell'arco non seguono istantaneamente l'andamento della corrente elettrica, e ciò è dovuto sia all'energia posseduta dall'arco che all'inerzia termica. Ciò facilita purtroppo i fenomeni di riadesamento dell'arco.
- Per piccoli valori della corrente, l'arco tende ad estinguersi prima che la corrente abbia raggiunto il valore zero, ciò può indurre delle sovratensioni indesiderate.
- L'arco si manifesta anche alla chiusura dei contatti, e ciò può determinare la saldatura dei contatti stessi.
- L'arco provoca sempre un deterioramento degli elettrodi.

Da cui derivano le condizioni critiche per l'interruttore. Le correnti critiche per gli interruttori extrarapidi sono quelle di basso valore, che producono le più lunghe durate dell'arco [2]. Ciò è dovuto al debole campo magnetico prodotto dalla corrente nell'arco, con conseguente lento movimento dell'arco dal punto di inizio alla sua posizione di estinzione entro la camera spegniarco.

Questa considerazione limita quindi il campo di utilizzo dell'interruttore a linee più corte, che hanno correnti di cortocircuito più elevate. Impone inoltre una corrente di taratura che deve essere più alta della corrente nominale di un rotabile, ma al tempo stesso non può superare il valore minimo di corrente di cortocircuito. Questo ha portato all'utilizzo di un sistema di asservimento tra gli interruttori ai capi della linea, che devono intervenire assieme per evitare l'alimentazione del guasto, e che rende possibile l'innalzamento della taratura [3].

Un altro aspetto da considerare è l'usura delle parti soggette all'interazione con l'arco elettrico. L'usura, in particolare dei contatti, può provocare la saldatura degli stessi e un mancato intervento in caso di guasto. Per cui è indispensabile una manutenzione frequente dell'apparato e la sostituzione dei componenti usurati. Questo limita il numero di manovre possibili per l'interruttore prima di una sostituzione delle parti usurate. Perciò andrebbe considerato come costo aggiuntivo nel ciclo di vita del dispositivo.

2.4. Interruttori allo stato solido

Sfruttare componenti con tecnologia a semiconduttori per interrompere la corrente è un metodo consolidato. In tutti i convertitori controllati l'arresto del sistema di conversione comporta una intrinseca protezione dalle sovracorrenti, in quanto un eventuale interruttore meccanico con sganciatore di massima corrente non farebbe in tempo a percepire la corrente di guasto prima che i dispositivi statici si siano spenti. Tuttavia, questo utilizzo degli interruttori statici è dedicato alla protezione di un singolo dispositivo posto a valle del convertitore. Per un sistema di distribuzione diramato è necessario avere un dispositivo dedicato alla protezione della singola linea. In quel caso una soluzione potrebbe essere un interruttore statico di protezione [1], che ha due grandi vantaggi rispetto all'interruttore meccanico: poter interrompere la corrente in tempi estremamente più brevi e l'assenza di un arco elettrico che usura i contatti, rendendo teoricamente infinito il ciclo di vita del dispositivo.

Un'elevata velocità di commutazione implica un minor valore della corrente di picco e in ultima analisi una minore energia di guasto da dissipare. Normalmente si utilizzano componenti come GTO, IGBT, MOSFET a seconda delle potenze e dei parametri del sistema da proteggere.

Vi sono però due principali svantaggi nell'utilizzo di questa tecnologia. Il primo è il potenziale guasto del componente a semiconduttori dovuto all'elevato stress in apertura a cui è sottoposto. Un'elevata di/dt in interruzione, provoca delle sovratensioni potenzialmente distruttive per il componente. Un secondo svantaggio è dovuto alle perdite in conduzione e in commutazione che caratterizzano tutti i semiconduttori. In questa particolare applicazione non sono tanto importanti le perdite di commutazione, perché il dispositivo normalmente si trova in posizione di on-state per lunghi periodi e occasionalmente in presenza del guasto entrerebbe in stato di commutazione. Tuttavia, le perdite in conduzione giocano un ruolo fondamentale nella scelta del dispositivo, in quanto anche 2 volt di caduta di tensione [6] in conduzione significherebbero 2 kW di perdite per ogni kA di corrente nominale, per ogni dispositivo statico in serie utilizzato. Una notevole dissipazione di energia impone la necessità in un raffreddamento a liquido forzato [7], ciò aumenta i costi, l'ingombro e la complessità del dispositivo.

Uno schema topologico tipico è rappresentato in figura 2.10

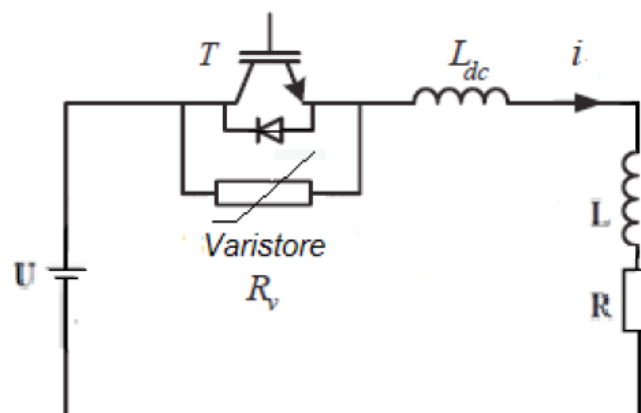


Figura 2.10

In cui U è il generatore di tensione costante, R e L sono i parametri della linea, L_{dc} è un'induttanza limitatrice che può essere aggiunta se la L di linea è modesta, il suo scopo è quello di limitare la di/dt e proteggere passivamente il semiconduttore T ; il varistore R_v è un componente agli ossidi metallici che ha come obiettivi quelli di contenere la sovratensione sull'interruttore e assorbire e dissipare l'energia di guasto al posto dell'interruttore.

Per $t < 0$ nel circuito circola la corrente

$$I_0 = \frac{U}{R} \quad (2.19)$$

All'istante $t=0$ l'interruttore apre e lo scaricatore R_v limita la tensione ai capi dell'interruttore a U_s . Nel caso di impedenza di guasto trascurabile si può scrivere:

$$U = U_s + L_{dc} \frac{di}{dt} \quad (2.20)$$

Chiamando $U_\Delta = U_s - U$; si può scrivere:

$$\begin{aligned} \frac{di}{dt} &= -\frac{U_\Delta}{L_{dc}} \\ \rightarrow i(t) &= \int_0^t -\frac{U_\Delta}{L_{dc}} dt = I_0 - \frac{U_\Delta}{L_{dc}} t \end{aligned} \quad (2.21)$$

Per cui il tempo di estinzione della corrente t_1 sarà:

$$t_1 = \frac{L_{dc}}{U_\Delta} \cdot I_0 \quad (2.22)$$

Quindi sarà più breve per U_Δ più grandi.

E l'energia assorbita dallo scaricatore

$$W_s = (U + U_\Delta) \int_0^{t_1} i(t) dt = \left(\frac{U}{U_\Delta} + 1\right) \cdot \frac{1}{2} L_{dc} I_0^2 \quad (2.23)$$

Il valore di W_s è tanto più elevato rispetto all'energia nell'induttanza quanto è più piccola la differenza di tensione U_Δ . Questo porta ad un compromesso tra il tempo di interruzione e l'energia da dissipare.

Tuttavia, non bisogna dimenticare che il valore di I_0 può essere notevolmente ridotto in quanto l'apertura effettiva dell'interruttore statico è dell'ordine di qualche μs , confronto alla costante di tempo di evoluzione del circuito che è dell'ordine della decina di ms , dunque è possibile approssimare:

$$I_0 \approx I_d$$

Con I_d corrente di taratura di sgancio.

Riportando il caso nel sistema di trazione è possibile affermare che l'induttanza e la resistenza di linea non siano trascurabili, rendendo superflua la presenza di L_{dc} e imponendo un procedimento simile a quello fatto per il caso di soppressione diretta dell'arco, ma sostituendo U_a con U_s in quanto in questa trattazione sono considerati entrambi con un modello a tensione costante.

Perciò l'energia W_s può essere scritta come:

$$W_s = \frac{\tau U_s (U - U_s)}{R} \cdot \left(\ln \left(1 + \frac{RI_{cut-off}}{U_s - U} \right) + \frac{RI_{cut-off}}{U - U_s} \right) \quad (2.24)$$

La scelta della tensione limitata del varistore, quindi, gioca un ruolo fondamentale per la scelta dei componenti, in quanto se si cercasse di proteggere lo scaricatore da eccessivi valori di energia, bisognerebbe aumentare la tensione U_s e quindi anche la tensione che i componenti in parallelo devono sopportare nel transitorio di estinzione della corrente.

2.5. Interruttori ibridi

È una soluzione che cerca di prendere il meglio dalle due famiglie precedentemente descritte. Da un lato avere l'interruttore meccanico garantisce limitate perdite durante il normale funzionamento, dall'altro il semiconduttore non sperimenta nessun arco elettrico e ha tempi di apertura di gran lunga inferiori.

Una prima topologia [7] è quella descritta in figura 2.11:

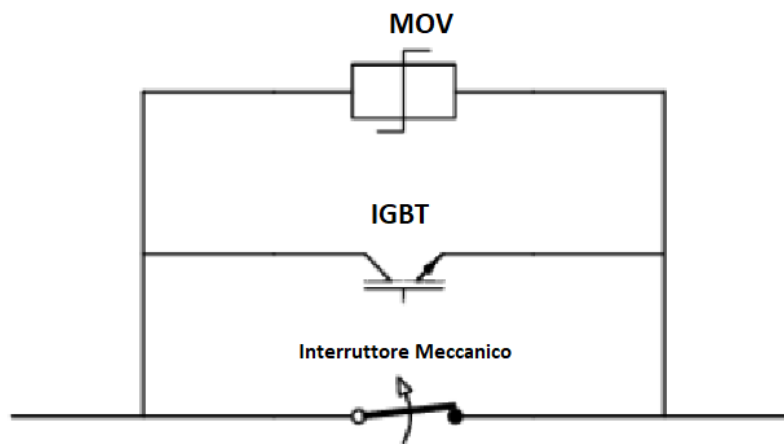


Figura 2.11

Vi sono tre rami in parallelo: l'interruttore meccanico extra-rapido, l'IGBT e il varistore MOV (metal-oxide-varistor). Il funzionamento è illustrato in figura 2.12 e 2.13.

2.4.1. Principio di funzionamento

Prima del tempo $t=0$ l'interruttore meccanico è chiuso e conduce la corrente nominale I_n come nei casi precedenti. All'istante $t=0$ avviene il guasto e la corrente comincia a salire verso I_{ss} con una pendenza iniziale limitata dalla costante di tempo del circuito. Quando la corrente di guasto raggiunge il valore di taratura viene comandata l'accensione del componente IGBT, il quale si trova a tensione nulla essendo in parallelo con un interruttore chiuso.

I contatti dell'interruttore iniziano ad allontanarsi e si instaura una tensione d'arco. In questo caso però non si tratta di un arco libero come negli extra-rapidi tradizionali, in quanto esso è in parallelo con l'IGBT che è entrato in conduzione. Perciò la tensione d'arco sarà:

$$U_a = U_{IGBT,on} + L_{stray} \cdot \frac{di}{dt} \quad (2.25)$$

Dove L_{stray} è l'induttanza parassita della maglia tra lo switch meccanico e l'IGBT.

La corrente nell'interruttore meccanico tende ad estinguersi, perché viene commutata nel ramo dell'IGBT. Quando questa arriverà a zero in $t=t_2$ si avrà la conduzione della totalità della corrente nell'IGBT.

Il tempo tra t_2 e t_3 rappresenta il ritardo introdotto per permettere all'interruttore meccanico di assumere una posizione completamente aperta dei contatti. Questo punto è critico per l'interruttore ibrido in quanto prolunga la conduzione del guasto da parte del componente statico che se non correttamente dimensionato rischia di raggiungere il suo limite termico.

In $t=t_3$ l'IGBT riceve il comando di spegnimento che impone un brusco aumento della tensione ai capi del componente. Come visto nel caso dell'interruttore puramente statico, è necessaria la presenza dello scaricatore di sovratensione, che andrà a limitare la tensione sull'IGBT, ma che dovrà avere una tensione adeguata U_s per poter sopprimere la corrente in un tempo adeguato (equazione 2.20).

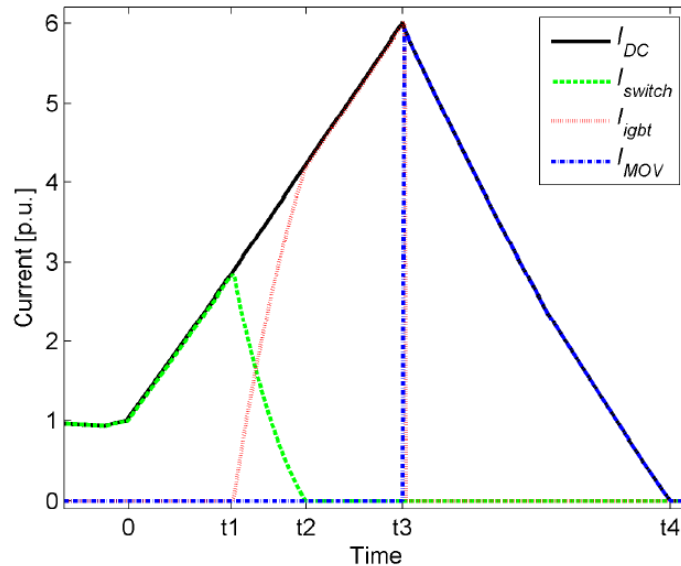


Figura 2.12

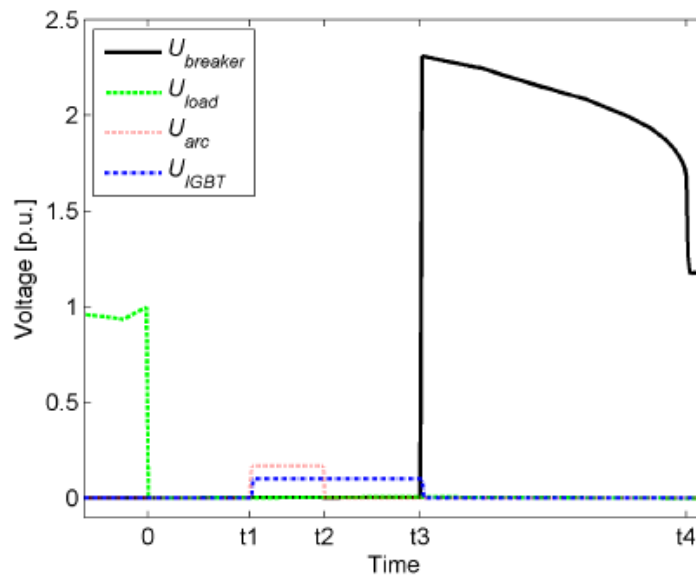


Figura 2.13

Si noti come dopo il tempo t_3 la tensione ai capi del dispositivo è dominata dalla tensione di limitazione del varistore (curva nera), attorno a questo valore si andranno a dimensionare anche il valore di tensione nominale dei semiconduttori, il loro numero in serie e il numero di varistori in parallelo necessari ad assorbire l'energia richiesta.

2.4.2. Interruttore ibrido con commutatore elettronico

Un'evoluzione della topologia appena illustrata sfrutta l'inserimento nel ramo principale di conduzione di un interruttore statico ausiliario [1]. Lo scopo di tale componente, come illustrato in figura 2.14, è quello di accelerare la commutazione della corrente di guasto nel ramo di interruzione in parallelo. Infatti, nella topologia precedente, il tempo di intervento è fortemente ritardato dalla presenza dell'interruttore meccanico, che impone lo scorrere del tempo tra 0 e t_1 (figura 2.12) per la separazione dei contatti e il tempo tra t_1 e t_2 che effettivamente è dipendente dalla caratteristica dell'arco, anche se di piccolo valore.

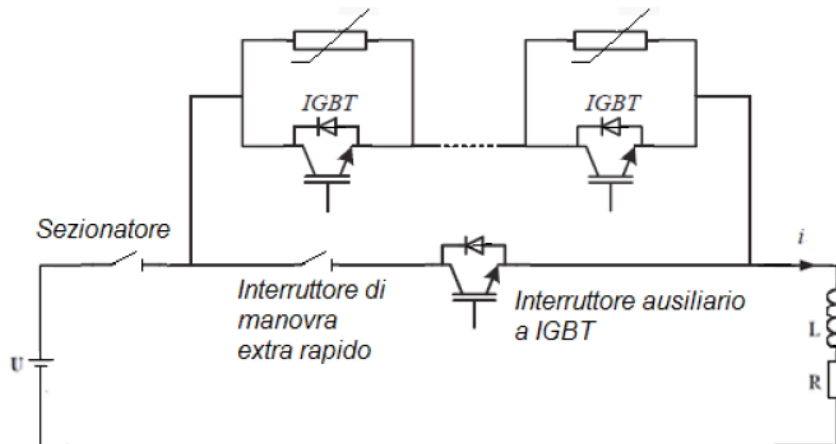


Figura 2.14

Sfruttando il componente in serie al dispositivo meccanico, è possibile fare in modo che quest'ultimo apra in condizione di corrente nulla, perché questa è già stata commutata nel ramo in parallelo. Con questa strategia è possibile annullare totalmente l'arco nel dispositivo, che a questo punto ha il solo scopo di sezionare il circuito e isolare la tensione nominale.

Il dispositivo statico ausiliario nel ramo di conduzione sarà dunque acceso durante il normale funzionamento; perciò, deve necessariamente avere una bassissima caduta di tensione in conduzione, altrimenti si ripresenterebbero i problemi già citati in 2.4. La presenza di un sezionatore meccanico è indispensabile in quanto i componenti statici a basse perdite sono commercialmente disponibili solo con tensioni di blocco molto piccole, in questo caso infatti l'IGBT è dimensionato per resistere alla sola tensione di on-state del ramo di interruzione in parallelo ad esso mentre il sezionatore garantirà la tenuta della piena tensione nominale una volta completata la sequenza di interruzione.

In una applicazione con elevate correnti in gioco come quella di trazione elettrica, questa soluzione può perdere il vantaggio delle basse perdite in conduzione, in quanto anche componenti al SiC non hanno correnti nominali elevate. Questo imporrebbe numerosi rami di parallelo dei componenti statici ausiliari, che in ultima analisi andrebbero ad inficiare sull'affidabilità e sul costo totale del dispositivo.

Considerazioni sull'interruttore ibrido

- Perdite in conduzione molto inferiori rispetto agli interruttori puramente statici e poco superiori a quelle degli interruttori meccanici.
- Assenza di raffreddamento a liquido dei componenti statici, che comporta minor ingombro.
- Velocità di intervento intermedia tra interruttori statici e meccanici.
- Aumentata complessità topologica e di strategia di controllo.
- Maggior numero di componenti e quindi un maggiore costo iniziale
- Costi di manutenzione notevolmente ridotti rispetto agli interruttori meccanici.

3. Dati di progetto

3.1. Specifiche tecniche secondo normativa

Secondo normativa [2] il transitorio di guasto in una linea di trazione è descritto dalla figura 3.1:

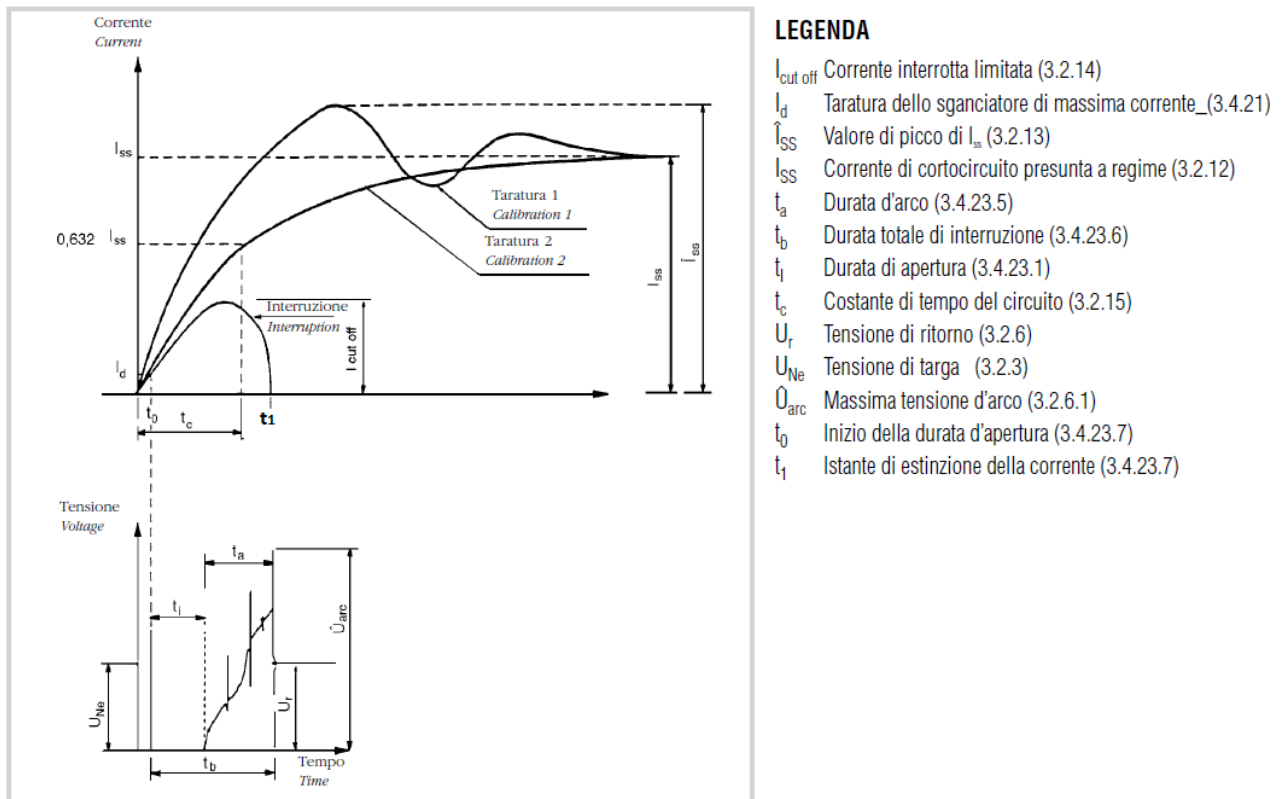


Figura 3.1

Gli interruttori per corrente continua delle linee di trazione vengono suddivisi in tre categorie a seconda della caratteristica di interruzione, che significa il rispetto dei valori in Tabella 1:

- (H) interruttori extrarapidi limitatori di corrente
- (V) interruttori ultrarapidi limitatori di corrente
- (S) interruttori semirapidi

Tabella 1

Classe	Durata di apertura t_i [ms]	Durata totale di interruzione t_b [ms]	Rapporto di I_{Nss} sulla taratura I_d	di/dt a $t=0$ [kA/ms]
H	≤ 5	≤ 20	≥ 7	≥ 5
V	≤ 1	≤ 4	Non applicabile	Non applicabile
S	≤ 15	≤ 30	$\geq 3,5$	$\geq 1,7$

Come visto nel capitolo 2, la costante di tempo τ gioca un ruolo importante nel tempo di estinzione della corrente di guasto, ma nel sistema di trazione non è univoca e dipende fortemente dal punto della linea in cui avviene il guasto. Secondo la norma CEI 50123 vi sono tre punti notevoli di guasto:

- f = cortocircuito all'uscita della sse, che implica il picco della corrente di cortocircuito dovuto alla presenza non trascurabile del condensatore di filtro.
- e = punto di massima energia della linea, per tre diversi valori di costante di tempo
- d = cortocircuito per guasti lontani dalla sse, dove la costante di tempo è minima

ALIMENTAZIONE DA RADDRIZZATORE

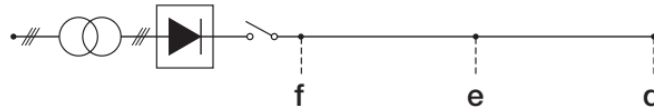


Figura 3.2

Nella seguente tabella sono indicate le condizioni di prova degli interruttori secondo normativa:

Tabella 2

Tipi di Servizio dell'interruttore				
Servizio	Condizioni	Correnti di prova	Picco presunto	Costante di tempo
f	Guasto massimo	I_{Nss}	$\geq 1,42 I_{Nss}$	Conseguentemente agli altri parametri del circuito
e	Massima energia	$0,5 I_{Nss}$	Conseguentemente agli altri parametri del circuito	$0,5 T_{Nc}$
d	Guasto distante	$2 I_{Ne}$	Conseguentemente agli altri parametri del circuito	T_{Nc}

Con I_{Ne} = corrente di servizio di targa, ovvero la corrente che se superata implica una condizione di sovraccarico; I_{Nss} è il valore nominale di riferimento con cui viene definita la taglia dell'interruttore.

Per il cortocircuito "f" vicino alla sottostazione, si può notare (Figura 3.1) che il transitorio presenta un tipico andamento del secondo ordine. Infatti, in questo caso la presenza del banco di condensatori nel filtro a valle del raddrizzatore non è più trascurabile. Per tenere conto di questo, il picco viene calcolato secondo normativa con:

$$\hat{I}_{ss} = 1,42 \cdot I_{Nss} \quad (3.1)$$

Per il punto "e" vi sono tre casi analizzabili per le costanti di tempo, in quanto per transitori fortemente energetici, il modello dell'arco a tensione costante non è più valido.

Tabella 3

Parametri del circuito di prova per massima energia nel circuito		
T_{Nc} [ms]	t_c [ms]	I_{ss} [A]
≥ 63	$0,5 T_{Nc}$	$0,5 I_{Nss}$
31,5	$0,65 T_{Nc}$	$0,65 I_{Nss}$
16	$0,8 T_{Nc}$	$0,8 I_{Nss}$

T_{Nc} indica la costante di tempo del circuito comprendente la linea di contatto a valle delle protezioni. Sono dei valori arbitrari per i quali vengono effettuate le prove degli interruttori, solitamente ci si riferisce a T_{Nc} come costante di tempo nominale dell'interruttore. Essa non tiene conto della costante di tempo della sorgente quindi per un valore indicativo può essere utilizzata t_c , che viene utilizzata quando non si conoscono i valori di resistenza e induttanza equivalente della sorgente.

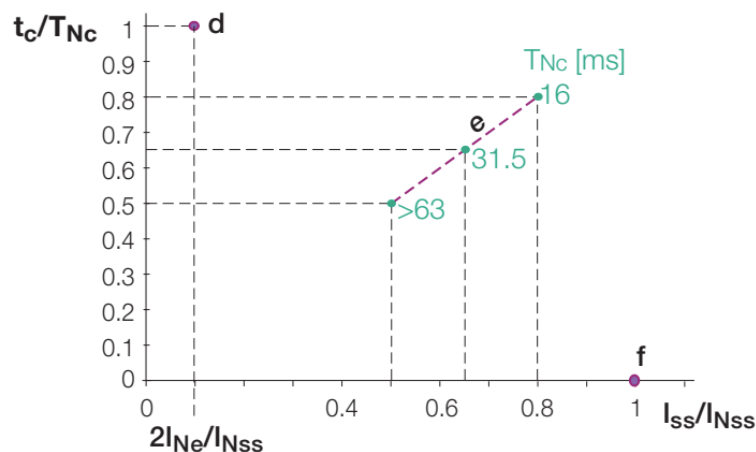


Figura 3.3

Per i guasti lontani dalla sottostazione, punto "d", bisogna considerare l'intera costante di tempo della linea di contatto T_{Nc} e la corrente di regime di guasto presunta può essere approssimata come

$$I_{ss} = 2 \cdot I_{Ne}$$

Il riconoscimento di tale guasto è quello più difficile in quanto il valore di I_{ss} è molto vicino a quello nominale di funzionamento. L'asservimento degli interruttori contribuisce a migliorare la selettività, ma per poter riconoscere effettivamente il guasto è necessaria la misura della pendenza di salita della corrente.

In realtà come già visto nel capitolo 2, l'interruttore non andrà mai a sperimentare la piena corrente di cortocircuito nel caso "f" ed "e", in quanto lo sgancio viene effettuato per una corrente molto inferiore e quindi la corrente da considerare è sempre quella di cut-off. Nel caso "d" invece essendo la corrente di taratura uguale a quella di cortocircuito permanente non si ha questa distinzione, ma il valore assoluto della corrente in quel caso sarà notevolmente inferiore.

3.2. Limiti sulle tensioni di contatto

Il tempo totale di estinzione del guasto è collegato alla norma 50122, che definisce i limiti di sicurezza per le persone nei sistemi di trazione. In particolare, per prevenire lo shock elettrico vengono definiti alcuni valori limiti delle tensioni di contatto in funzione del tempo di durata del guasto.

Al fine di stabilire se può verificarsi una tensione di contatto inammissibile, deve essere valutato il potenziale di rotaia nel punto considerato, in servizio nominale e in condizioni di guasto, sulla base della caduta di tensione del circuito di ritorno.

Se il potenziale di rotaia viene determinato mediante calcolo, questo deve utilizzare il valore massimo della corrente di esercizio che attraversa le rotaie di corsa. Per i cortocircuiti, deve essere considerato anche il valore massimo della corrente durante il tempo di disconnessione del guasto [8].

Tabella 4 - Massime tensioni effettive di contatto ammissibili nei sistemi di trazione in c.c. in funzione del tempo di durata

t [s]	$U_{te,max}$ lunga durata [V]	$U_{te,max}$ breve durata [V]
>300	120	-
300	150	-
1	160	-
0,9	165	-
0,8	170	-
0,7	175	-
< 0,7	-	350
0,6	-	360
0,5	-	385
0,4	-	420
0,3	-	460
0,2	-	520
0,1	-	625
0,05	-	735
0,02	-	870

Legenda
t = tempo di durata
 $U_{te, max}$ = tensione di contatto effettiva ammissibile

Dalle tabelle riportate si evince che se la durata del guasto è inferiore ai 20 ms, la tensione di contatto effettiva ammissibile potrebbe essere potenzialmente superiore agli 870 V limite e quindi comporterebbe la non applicabilità della norma in quelle condizioni.

3.3. Parametri del circuito

3.3.1. Resistenza elettrica unitaria della linea di contatto

Si definisce una resistenza chilometrica, ovvero la resistenza elettrica di un conduttore per chilometro di linea. Questo valore è così definito [3]:

$$r_{LdC} = \frac{\rho_{Cu}}{S_{LdC}} \left[\frac{\Omega}{km} \right] \quad (3.2)$$

dove:

- ρ_{Cu} è la resistività in $[\Omega \cdot mm^2/km]$ del materiale di cui è costituito il conduttore della LdC (generalmente viene utilizzato rame (Cu) o lega di rame).
- S_{LdC} è la sezione del conduttore in $[mm^2]$.

Essendo $\rho_{Cu} = 1,8 \cdot 10^{-8} [\Omega m]$ a $T=30^\circ C$ si può scrivere anche, ma considerando una temperatura di esercizio di $T=80^\circ C$, si ha $\rho_{Cu} = 2,19 \cdot 10^{-8} [\Omega m]$

$$r_{LdC} = \frac{21,9}{S_{LdC}} \left[\frac{\Omega}{km} \right] \quad (3.3)$$

A causa dello strisciamento dovuto allo scorrere del pantografo sul conduttore, la sezione tende a ridursi con il tempo [3]. Come si osserva dall'equazione 3.4, una riduzione dell'area utile aumenta la resistenza chilometrica, causando a sua volta un incremento delle cadute di tensione. Questo significa che la tensione utile sulla linea diminuisce con il passare degli anni di esercizio.

Per tenere conto di questo aspetto si introduce un fattore correttivo k , generalmente tra 1,15 e 1,2; la resistenza corretta è quindi definita dall'equazione:

$$r_{LdC} = k \cdot \frac{\rho_{Cu}}{S_{LdC}} \quad (3.4)$$

Considerando varie sezioni tipiche [3] delle linee:

Tabella 5

S [mm ²]	r [Ω/km] (con k=1,2)
320	0,0854
440	0,062
610	0,0448

3.3.2. Resistenza unitaria del binario

Come nel caso della LdC, anche il circuito di ritorno presenta una resistenza che si oppone al fluire della corrente di ritorno. La resistenza chilometrica delle due rotaie disposte in parallelo elettrico è così definita [3]:

$$r_b = \frac{1}{m} \left(\frac{1,29}{p} + \frac{0,2}{l} \right) \left[\frac{\Omega}{km} \right] \quad (3.5)$$

Dove:

- m rappresenta il numero di rotaie in parallelo
- p è il peso unitario della rotaia in $[kg/m]$
- l è la lunghezza in metri della campata di rotaia tra due giunti

La presenza dei giunti e delle connessioni induttive dovute ai circuiti di binario può essere stimata con un aumento del 15-20% della resistenza unitaria.

Considerando rotaie di tipo UNI 60 e un incremento del 20% per tener conto dell'usura, si ottiene:

$$r_b = 1,2 \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{1,29}{60} + \frac{0,2}{100} \right) = 0,0141 \left[\Omega/km \right] \quad (3.6)$$

3.3.3. Induttanza chilometrica del circuito di linea

Un'approssimazione del valore di induttanza in una linea [3] di trazione è la seguente:

$l = 1,5 [mH/km]$ Per linea a semplice binario;

$l = 1 [mH/km]$ Per linea a doppio binario;

3.3.4. Impedenza della sorgente

In prima approssimazione è possibile approssimare la sottostazione a monte della linea da proteggere come un generatore di tensione continua e un'impedenza ohmico-induttiva [3].

Tabella 6

Rsse $[\Omega]$	0,2/ng
Lf $[mH]$	6/ng

Dove ng è il numero di gruppi di conversione in parallelo alimentanti la sse.

3.3.5. Caratteristiche tecniche secondo RFI

Oltre a considerare le norme CEI è d'obbligo riferirsi anche alle caratteristiche tecniche definite da RFI [4] [9], che integrano quanto illustrato precedentemente e forniscono dei valori dettagliati per il dimensionamento di un extrarapido. Nonostante l'interruttore in studio rientri in una categoria speciale, verrà dimensionato seguendo questi riferimenti.

Tabella 7

Tensione nominale	3,0 kV _{cc}
Tensione massima permanente	3,6 kV _{cc}
Tensione massima per 5 minuti	3,9 kV
Tensione massima transitoria	5,1 kV
Corrente nominale	4,0 kA
Campo minimo di regolazione della corrente di intervento diretta	$1 \text{ kA} \leq I_d \leq 7 \text{ kA}$
Bassa Taratura	$1,4 \text{ kA} \leq I_d \leq 2,8 \text{ kA}$
Alta Taratura	$1,8 \text{ kA} \leq I_d \leq 4 \text{ kA}$
Taratura di Emergenza	5 kA
Massima corrente di picco di c.to – c.to franco	70 kA
Massima corrente di regime di c.to – c.to franco o induttivo	40 kA
Tensione di tenuta a 50Hz per 1 minuto fra i contatti principali	15 kV
Tensione di tenuta a 50Hz per 1 minuto fra il circuito principale e i circuiti ausiliari e massa	15 kV
Tensione di tenuta a 50Hz per 1 minuto fra i circuiti ausiliari verso massa	2,5 kV
Tensione di tenuta a 50Hz per 1 minuto verso massa dispositivo di comando	1,5 kV
Tensione di tenuta ad impulso atmosferico 1,2/50 fra i contatti principali	40 kV
Tensione di tenuta ad impulso atmosferico 1,2/50 fra il circuito principale verso i circuiti ausiliari e massa	40 kV
Tensione di tenuta ad impulso atmosferico 1,2/50 dei circuiti ausiliari verso massa	5,0 kV
Costante di tempo del circuito che l'extrarapido deve aprire senza alcun degrado delle sue prestazioni funzionali	$\geq 35 \text{ ms}$
Sovratensione massima di apertura	$\leq 12 \text{ kV}$
Frequenza massima di manovra	120 man./h

3.4. Dati linea

Al fine di utilizzare un esempio concreto di linea, sono stati considerati i dati di una tratta riportati in [10] e i dati di una sse di [3]:

Tabella 8

lunghezza linea	x	15 km
Induttanza chilometrica di linea	l	1 mH/km
Sezione linea di contatto	S	440 mm ²
Resistenza chilometrica linea [T=80°C]	r	0,062 [Ω/km]
Resistenza chilometrica binario	r_b	0,0141 [Ω/km]
Potenza di gruppo di conversione	P_{gr}	5,4 MW
Numero gruppi di conversione	n_g	2
Resistenza gruppo di conversione	R_{gr}	0,2 Ω
Induttanza del filtro	L_f	6 mH
Condensatore di filtro	C_f	360 μF
Induttanza equivalente sottostazione	$L_{sse}=L_f/n_g$	3 mH
Capacità equivalente sottostazione	$C_{sse}=C_f \cdot n_g$	720 μF
Resistenza equivalente sottostazione	$R_{sse}=R_{gr}/n_g$	0,1 Ω
Tensione di clamping scaricatori	U_s	9500 V
Tensione massima permanente	U	3600 V

All'uscita del convertitore a diodi è presente un filtro LC per livellare la tensione di uscita, entrambi i componenti assorbono energia durante il loro funzionamento e in caso di guasto contribuiscono ad incrementare la sovracorrente del transitorio. Il condensatore in particolare causerebbe un picco di corrente, in questo capitolo viene trascurato per semplicità, mentre successivamente verrà analizzato l'effetto del condensatore sia nelle simulazioni che nelle prove.

Perciò se non si tiene conto della presenza del banco di condensatori di filtro si ottengono dei valori complessivi:

$$R_{tot} = R_{sse} + [x \cdot (r + r_b)] = 1,242 \Omega \quad (3.7)$$

$$L_{tot} = L_{sse} + x \cdot l = 18 \text{ mH} \quad (3.8)$$

$$\tau_{sse} = \frac{L_{sse}}{R_{sse}} = 30 \text{ ms} \quad (3.9)$$

$$\tau = \frac{L_{tot}}{R_{tot}} = 14,5 \text{ ms} \quad (3.10)$$

4. Sviluppo interruttore

4.1. Topologia

La topologia proposta in figura è quella che fornisce il miglior compromesso per l'applicazione in ferrovia. Essendo molto elevate le correnti di linea si ritiene eccessivamente oneroso l'utilizzo di un altro semiconduttore come commutatore ausiliario, come visto in 2.4.2.

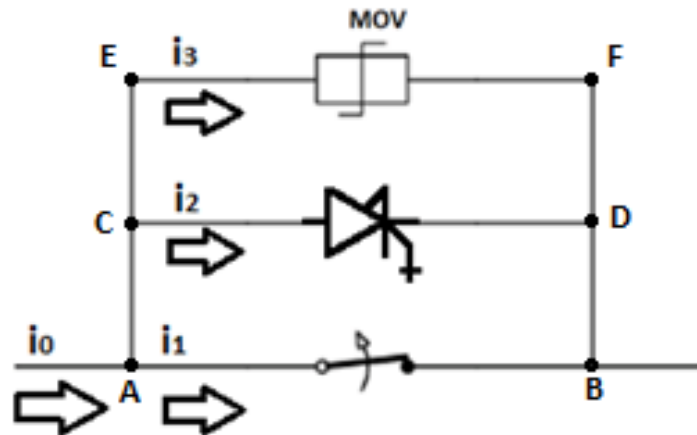


Figura 4.1

La corrente i_0 parte dalla corrente di taratura di sgancio e tende a crescere secondo la (2.12) verso la corrente di cortocircuito massima permanente. Per semplificare questo primo dimensionamento viene considerata una corrente di cut-off pari alla stessa corrente di taratura.

In condizione di cortocircuito in linea, quando la corrente raggiunge il valore di taratura il ramo con dispositivo a semiconduttore viene acceso e l'interruttore meccanico inizia ad aprirsi. La corrente di cortocircuito i_0 si separa tra i_1 e i_2 e viene commutata nel ramo 2 finché $i_2=i_0$ e $i_1=0$; quando l'interruttore meccanico si trova nella posizione completamente aperta (con $i_1=0$) viene spento anche il dispositivo statico a semiconduttore. In questo modo la corrente di cortocircuito viene commutata nel ramo 3, quindi $i_0=i_2+i_3$ finché $i_2=0$ e $i_3=i_0$, dove gli scaricatori agli ossidi di zinco permetteranno la scarica completa dell'induttanza di linea fino all'estinzione della corrente.

4.2. Scelta componenti

Nella scelta dei componenti per il dispositivo sono stati presi in considerazione due casi, che determinano due diversi dimensionamenti finali.

4.2.1. Interruttore meccanico

La topologia ibrida dell'interruttore elimina la necessità di un camino di spegnimento dell'arco e di tutto il sistema delle bobine di soffio e delle corna spinterometriche.

Vengono proposte due soluzioni per l'attuatore meccanico: una più conservativa, che consiste nel mantenere il già esistente interruttore extrarapido, e una più innovativa che utilizza una bobina Thomson progettata appositamente per il dispositivo.

I due diversi casi comporteranno una ripercussione sul dimensionamento degli altri due rami in parallelo come verrà analizzato di seguito.

Soluzione 1

La valutazione dell'utilizzo dell'interruttore extrarapido come ramo di interruzione meccanica all'interno del dispositivo ibrido è stata effettuata per diversi motivi. Primo fra tutti quello economico; se l'extrarapido si rivelasse essere un buon componente anche in una configurazione ibrida, non sarebbe necessario lo sviluppo di un sezionatore dedicato, come viene invece fatto nella soluzione 2, abbattendo costi progettuali e di fornitura. In secondo luogo, può essere considerato come una ridondanza del sistema di protezione qual ora il dispositivo statico non dovesse intervenire e quindi garantirebbe la protezione del circuito. Tuttavia, bisogna tenere conto del fatto che nel caso in cui vi sia un guasto nel ramo statico, i componenti metterebbero in cortocircuito i contatti dell'extrarapido in parallelo ad essi, rendendo quindi nullo il suo intervento e imponendo l'intervento della protezione a monte. Questo caso necessiterebbe di un ulteriore approfondimento, in quanto attualmente non vi è selettività tra gli interruttori della sse.

I costruttori di interruttori extrarapidi per applicazioni ferroviarie mostrano le prestazioni dell'interruttore in relazione alla pendenza iniziale del transitorio di guasto come rappresentato in figura 4.1 dove T_m è il tempo di apertura completa dei contatti [3], il quale è equivalente al t_i utilizzato in questa tesi.

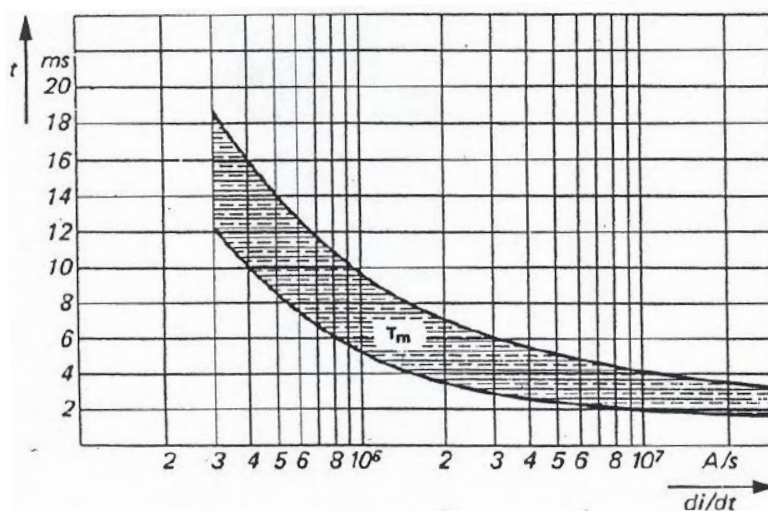


Figura 4.2

Nel caso dell'uso tradizionale dell'interruttore è importante la relazione con la di/dt in quanto questa è legata allo shunt magnetico. Quindi si tratta di un ritardo intenzionale che ha come obiettivo quello di far salire la corrente di guasto fino ad un valore accettabile per permettere al soffio magnetico di espandere l'arco e ottenere una tensione d'arco ottimale. Dunque, per di/dt basse il ritardo meccanico introdotto è elevato, mentre diventa più veloce per pendenze più ripide.

Nel caso dell'interruttore ibrido invece la corrente nel ramo dell'interruttore meccanico non arriverà a regime ma tenderà ad estinguersi rapidamente, come visto in figura 2.12, perciò presumibilmente la relazione con di/dt è meno marcata, ma è necessario comunque fare riferimento al grafico riportato in quanto non sono presenti altre informazioni sul tempo di apertura dei contatti.

Perciò se si prende come riferimento il valore di di/dt rispetto normativa di 5 kA/ms si ottiene dal grafico un valore di T_m intorno a 4 ms, il quale sarà utilizzato nel dimensionamento.

Soluzione 2

Nella seconda soluzione si studia uno sviluppo dedicato del sezionatore meccanico per poter sfruttare a pieno la rapidità di intervento dei componenti statici, per limitare il picco di corrente di cut-off e quindi ridurre ancor di più il tempo totale di interruzione.

Partire da zero per il design dell'attuatore permette di avere un tempo t_i non vincolato a priori e quindi può essere progettato per massimizzare la sola velocità di separazione dei contatti. Per questo motivo viene studiato un attuatore elettromeccanico basato su una bobina Thomson [7].

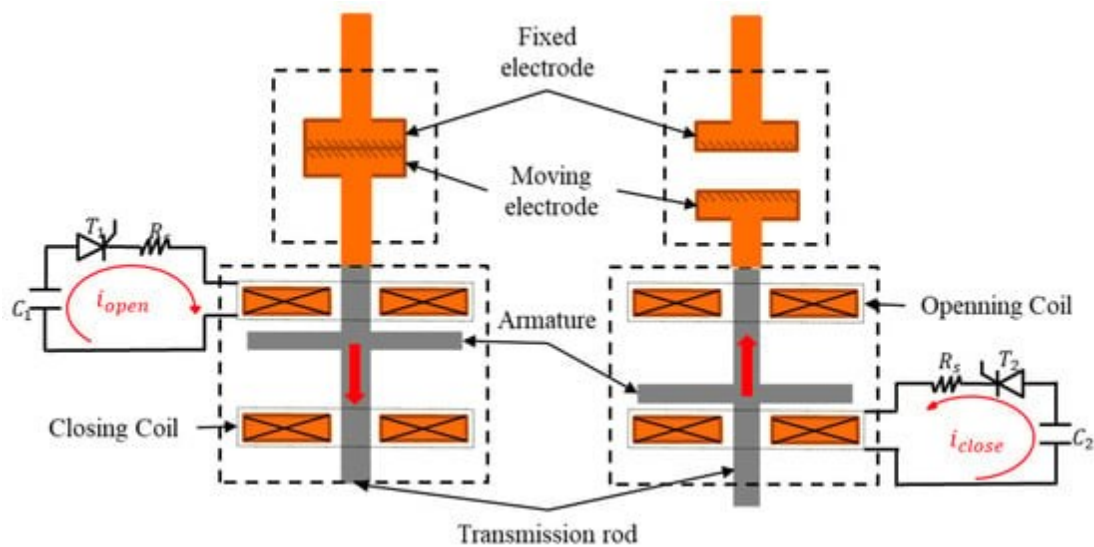


Figura 4.3

Quando un impulso di corrente circola nella bobina (di apertura o di chiusura), vi è un rapido incremento nel flusso magnetico. Per la legge di Lenz anche nell'armatura è indotta una corrente, che si oppone alla variazione di flusso e genera un campo magnetico opposto e una forza repulsiva secondo la legge di Lorentz.

$$f = J \times B \quad (4.1)$$

Con J densità di corrente, B induzione magnetica.

L'impulso di corrente nelle bobine dell'attuatore viene ottenuto tramite la scarica di un condensatore precaricato sugli avvolgimenti di apertura o di chiusura. Per una modellizzazione appropriata del circuito equivalente bisogna considerare l'effetto delle mutue induttanze tra le bobine e l'armatura in cui viene indotta la corrente.

Questa tecnologia di attuazione elettromeccanica è molto performante in termini di velocità di separazione dei contatti, ma è molto inefficiente in termini energetici. Questo perché l'attuazione fa affidamento sull'energia immagazzinata nel condensatore che da l'impulso di corrente alle bobine. Questa energia deve essere particolarmente elevata per ottenere le prestazioni ricercate, ma comporta un abbassamento dell'efficienza complessiva dell'attuatore [11].

Per dimensionare l'attuatore bisogna innanzitutto considerare che questo deve rispettare il livello di isolamento dato dalle specifiche RFI quando i contatti sono completamente aperti. È possibile raggiungere tempi di apertura dei contatti tra 400 μ s ai 3 ms [11]. Il valore varia molto in base al design e all'energia fornita alla bobina e ad oggi non esiste un prodotto commerciale standardizzato, ma viene studiato ogni singolo caso. Per questo motivo si ipotizza di progettare l'attuatore con l'obiettivo di ottenere un tempo di apertura dei contatti tale da limitare la corrente di cut-off per poter inserire un solo ramo di IGCT in parallelo e per ridurre al minimo i rami in parallelo dei MOV, come verrà analizzato successivamente.

Inoltre, bisogna considerare che l'interruttore meccanico non è sottoposto ad un arco elettrico libero in quanto è in parallelo con il dispositivo statico in conduzione, il quale ha una piccola caduta di tensione ai suoi capi. Affinché la corrente di cortocircuito venga commutata nel ramo CD la tensione d'arco deve essere superiore a quella di conduzione dei semiconduttori. Perciò considerando solo la maglia ABCD possiamo dire che [7]:

$$U_{arco} = U_{semicond} + L_s \frac{di}{dt} \quad (4.2)$$

Con L_s l'induttanza parassita della maglia ABCD, dalla quale dipende il tempo effettivo di commutazione della corrente i_0 dal ramo AB al ramo CD.

4.2.2. Ramo di dissipazione MOV

Mentre in un normale interruttore extrarapido, l'energia accumulata nell'induttanza di linea che interessa il sistema durante il cortocircuito è dissipata nell'arco elettrico, che viene poi separato in vari archi elementari nel cammino fino allo spegnimento dello stesso; in questo caso la dissipazione di tale energia è gestita dagli scaricatori agli ossidi di zinco. Dalla scelta degli scaricatori dipende poi anche la scelta di componenti statici e del loro numero in serie, in quanto essi determinano la tensione massima transitoria di estinzione dell'arco e impongono determinati livelli di isolamento dei componenti statici posti nei rami in parallelo.

Un'importante limitazione nella scelta degli scaricatori è dovuta alla tensione massima transitoria definita dalle specifiche RFI pari a 12 kV. Non potendo andare oltre a questa tensione sarà necessario utilizzare componenti ad una tensione inferiore e posti in più rami di parallelo per poter suddividere l'energia del guasto ed evitare il superamento del loro limite termico. Il valore di U_s riportato in 3.4 è preso dalle seguenti caratteristiche.

Calcolo energia da dissipare

Nell'esercizio della sottostazione vi sono due situazioni da considerare. Una con il funzionamento di un solo interruttore, quindi in caso di mancato asservimento dei due interruttori ai capi della linea, che impone la considerazione dell'intera impedenza di linea e una taratura della corrente di sgancio bassa. La seconda è il caso in cui il guasto avvenga ai capi dell'interruttore e con una taratura alta, di emergenza, dello sganciatore.

Si considera il funzionamento di uno solo dei due gruppi di conversione, che comporta una resistenza più elevata ($R_{gr}=0,2 \Omega$), e una tensione d'arco e resistenza nel punto di guasto di [10]:

$$A = 400 V ; R_g = 0,15 \Omega$$

$$I_{d,min} = \frac{U-A}{R_{sse}+[x \cdot (r+r_b)]+R_g} = 2145 A \quad (4.3)$$

Per cui, se la taratura dello sganciatore è uguale alla corrente di regime permanente, la corrente di cut-off sarà quella di regime ed è possibile usare l'equazione 2.8.

$$W_{s,min} = 55,1 kJ$$

Nel caso in cui sia presente l'asservimento dei due interruttori la taratura va calcolata considerando metà della lunghezza della linea e il funzionamento di entrambi i gruppi di conversione [10].

$$I_{d,max} = \frac{U-A}{R_{sse}+[x/2 \cdot (r+r_b)]+2R_g} = 3300 A \quad (4.4)$$

In queste condizioni la costante di tempo del circuito di guasto diventa

$$\tau = \frac{L_{sse}+\frac{x}{2} \cdot l}{R_{sse}+\frac{x}{2} \cdot (r+r_b)} = 15,65 ms \quad (4.5)$$

E quindi un guasto a metà linea comporterebbe un'energia sugli scaricatori (Eq. 2.8):

$$W_{s, Ta} = 66,2 \text{ kJ}$$

Il guasto più gravoso è sicuramente quello ai morsetti della sottostazione, in cui si raggiungono i più elevati valori di corrente e di energia. Per questo motivo il dimensionamento viene fatto considerando solo la resistenza della sse ($R_{sse}=0,1 \Omega$) e l'induttanza equivalente del filtro ($L= 3 \text{ mH}$); la corrente di taratura è quella di emergenza, che corrisponde al caso peggiore in cui si lascia crescere la corrente fino a 5 kA prima di dare il segnale di sgancio. Considerando $I_{ss}=36\text{kA}$, la corrente di cut off sarà dipendente solo dal tempo di apertura dei contatti dell'interruttore meccanico, t_i e quindi il numero di scaricatori in parallelo sarà diverso a seconda della soluzione adottata.

Numero di MOV in parallelo

Anche per la scelta dei MOV vi sono molteplici strade percorribili. Essendo la caratteristica degli scaricatori dipendente principalmente dal volume di materiale del componente, si potrebbero utilizzare numerosi scaricatori di piccola taglia posti in parallelo. Tuttavia

Al fine di utilizzare componenti facilmente reperibili e già standardizzati per l'applicazione ferroviaria, sono stati scelti gli scaricatori "DEHNtrack - DTR 4.8 10 3" con le caratteristiche riportate in [12]. Per correnti dell'ordine di 5 kA la tensione massima di clamping si attesta intorno ai 9,5 kV.

Per sostenere l'energia del guasto è necessario porre in parallelo più rami per suddividere la corrente di guasto. Considerando che l'energia nominale di ogni singolo scaricatore è di 48 kJ si ottengono tre soglie di energia limite che gli scaricatori possono dissipare

Tabella 9

N° scaricatori in parallelo	Energia Max sostenibile [kJ]
2	96
3	144
4	192

Il grafico in figura 4.3 rappresenta l'andamento dell'energia W_s (equazione 2.24), rispetto al tempo di apertura dei contatti t_i e vengono evidenziate le soglie per cui sono necessari più rami in parallelo degli scaricatori.

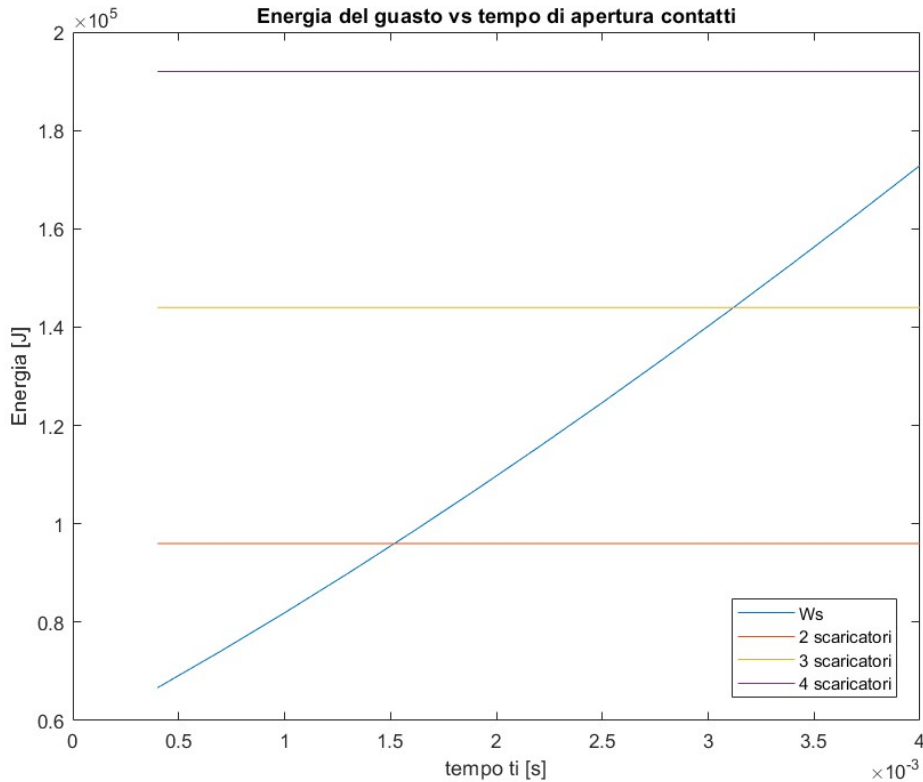


Figura 4.4

Da cui si ricava il numero di scaricatori in parallelo necessari per ciascuna delle due soluzioni scelte.

Soluzione 1

Nella prima soluzione è stato preso come riferimento un tempo t_i pari a 4 ms, che quindi implica una corrente di cut off di:

$$I_{cut-off,1} = I_{ss} - (I_{ss} - I_d) * e^{-\frac{4 \text{ ms}}{\tau}} = 8,87 \text{ kA}$$

E quindi l'energia da dissipare risulta (eq 2.24):

$$W_{S1} = 173 \text{ kJ}$$

Per cui il numero di scaricatori in parallelo necessari è 4.

Soluzione 2

In questa soluzione il tempo t_i non è fissato a priori, per cui si può puntare a minimizzare il numero di scaricatori considerando una prestazione realistica dell'attuatore con bobina Thomson.

Dal grafico in figura 4.3 si evince che al di sotto di 1,5 ms sono necessari solo 2 scaricatori in parallelo.

La corrente di cut-off e l'energia del guasto in questo caso sono

$$I_{cut-off,2} = 6,512 \text{ kA}$$

$$W_{S2} = 96 \text{ kJ}$$

4.2.3. Interruttore principale a semiconduttori

Il componente a semiconduttore dovrebbe essere appositamente costruito per lo scopo e alcuni esempi di pubblicazioni mostrano ottime prestazioni per questa particolare applicazione [13]. Tuttavia, attualmente non esistono in commercio singoli componenti compatibili con le richieste di progetto. Perciò è necessario utilizzare una serie di componenti per sostenere la tensione massima degli scaricatori e un determinato numero di rami in parallelo per sopportare la corrente di cortocircuito per tutto il tempo di attesa di apertura dei contatti meccanici dell'attuatore elettromeccanico senza superare il suo limite termico e inoltre essere in grado di interromperla.

Nella fase di commutazione dal ramo CD al ramo EF bisogna considerare che la tensione a cui è sottoposta la serie di switch statici è [7]:

$$U_{sw,off} = U_s + L_s \frac{di}{dt} \quad (4.6)$$

Con L_s l'induttanza parassita della maglia tra gli switch e i MOV. Per cui il tempo di commutazione risulta

$$t_{2,3} = \frac{L_s}{U_{sw,off} - U_s} * I_0 \quad (4.7)$$

Con I_0 corrente di guasto, considerata pressoché costante nel tempo $t_{2,3}$. L'induttanza parassita può non essere trascurabile, in quanto in base ad essa si ottiene il tempo di commutazione della corrente tra i due rami in parallelo. Limitare l'induttanza parassita di questa maglia è fondamentale per velocizzare la commutazione tra i due rami.

Tecnologie dei semiconduttori

Le due principali tecnologie che sono commercialmente disponibili sono i transistor IGBT e i tiristori GTO. I tiristori sono più lenti nella commutazione di stato rispetto ai transistor, ma in questo caso la velocità di commutazione e le perdite legate ad essa sono irrilevanti in quanto la commutazione avviene solo in caso di guasto ed il dispositivo rimane in conduzione per un brevissimo tempo.

In prima analisi si possono prendere in considerazione gli IGBT per via della grande varietà di offerta commerciale che negli ultimi anni si sta espandendo sempre di più nel campo dei convertitori di potenza controllati. Un dispositivo adatto in questa applicazione potrebbe essere un Infineon - FZ2400R33HE4 [14], il quale dalle specifiche tecniche riporta una corrente di collettore massima DC di 2400 A e una tensione stabile in DC di 2100 V. La tensione di isolamento è quella massima degli scaricatori, 9,5 kV e quindi sono necessari 5 componenti in serie; mentre per quanto riguarda la corrente, considerando il picco di corrente di cut-off sarebbero necessari 4 rami in parallelo per la Soluzione 1 e 3 rami in parallelo per la Soluzione 2. Un numero così elevato di componenti renderebbe elevato il costo e la complessità del dispositivo, per cui si ritiene poco conveniente questa soluzione.

Per quanto riguarda i tiristori invece, in commercio non vi sono molte opzioni, ma queste sembrano essere più adatte all'applicazione come interruttore. Il dispositivo individuato a tale scopo è un IGCT - Hitachi ABB - 5SHY 65L4521 con le specifiche riportate in [15], essi sono un componente basato sulla tecnologia GTO, ma con un driver in tensione dedicato. La tensione

massima da sopportare è quella della sovratensione imposta dagli scaricatori di circa 9,5 kV; se si considera la massima tensione DC che ciascun componente è in grado di sopportare in off-state diretta di 2,8 kV, si ritiene necessario l'utilizzo di 4 componenti in serie. Questo valore non cambierà tra le due configurazioni in quanto è stato fissato il tipo di scaricatore per entrambe le soluzioni.

In questo progetto si ritengono più adatti gli IGCT in quanto permettono l'utilizzo di un minor numero di componenti rispetto agli IGBT. In ogni caso il tempo per cui i semiconduttori devono condurre la corrente di guasto è quella di apertura dei contatti fino alla posizione finale, per garantire l'isolamento quando poi verrà imposta la tensione U_s dagli scaricatori sui rami in parallelo. Anche per questo motivo sono stati scelti gli IGCT [15] che sono in grado di sopportare anche impulsi di corrente di 58 kA per durate fino a 3 ms.

Soluzione 1

Dalle specifiche del produttore si evince che la massima corrente controllabile dal dispositivo è $I_{TGQM} = 6500$ A [15] e quindi si rende necessario il parallelo di 2 rami di componenti. Il parallelo tra componenti statici può essere problematico, ma l'utilizzo di IGCT rende la distribuzione della corrente tra i rami più uniforme [16].

Il parallelo è necessario per due motivi: primo è stato considerato un notevole ritardo nell'apertura dei contatti meccanici (4 ms) che implica un elevato picco di corrente di cut-off, in secondo luogo si sta considerando il caso peggiore di guasto all'uscita della sottostazione e con taratura di emergenza. Nel caso in cui il guasto si verifichi più lontano e che quindi le correnti in gioco siano inferiori, è possibile accendere uno solo dei due rami, riducendo le probabilità di guasti dovuti a sovraccarico di uno dei due rami.

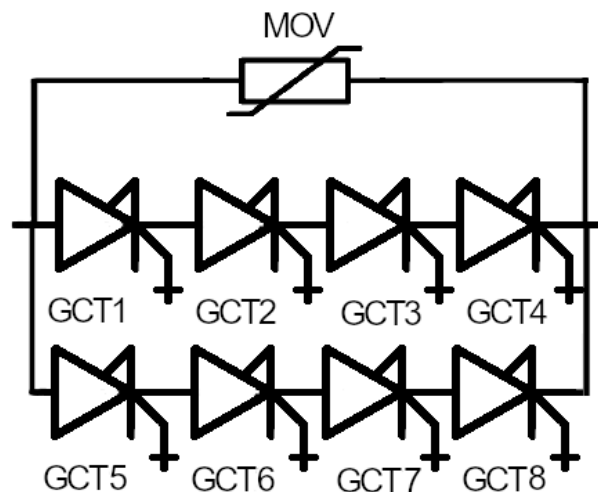


Figura 4.5

Durante la conduzione (ON-state) del cortocircuito ogni ramo deve condurre una corrente circa uguale alla metà della corrente di cut-off

$$i \approx \frac{i_{cut-off}}{2} = 4435 \text{ A} \quad (4.8)$$

Dal datasheet si legge una caduta di tensione massima, a 140°C, di circa 2,3 V su ogni componente, per cui la cdt totale del ramo a semiconduttori è

$$U_{semicond,on} \cong 4 * 2,3 = 9,2 V \quad (4.9)$$

Questa tensione è indicativa per determinare la minima tensione d'arco necessaria alla commutazione della corrente dal ramo AB al ramo CD.

Soluzione 2

Essendo la massima corrente controllabile degli IGCT scelti uguale a 6500 A [6] si ottiene che per poter evitare un secondo ramo di parallelo il tempo di apertura dei contatti deve essere al di sotto di (ricavato da eq. 2.15):

$$t_i \leq -\tau \cdot \ln\left(\frac{I_{ss}-I_{cut-off}}{I_{ss}-I_d}\right) = -0,03 \cdot \ln\left(\frac{36000-6500}{36000-5000}\right) = 1,488 ms \quad (4.10)$$

Che è un valore più stringente rispetto ai 1,5 ms ricavati dall'analisi dei MOV.

Utilizzando quindi una bobina Thomson che apra i contatti entro 1,488 ms, la configurazione risultante è la seguente:

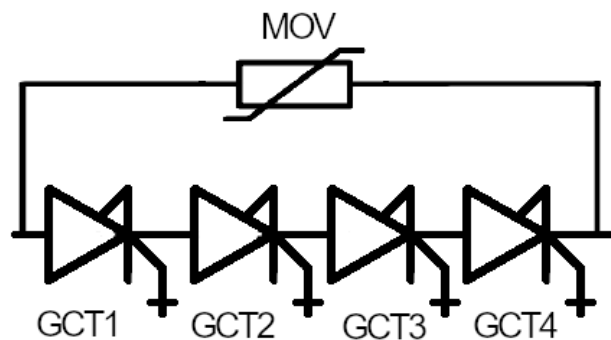


Figura 4.6

La possibilità di utilizzare un ramo di IGCT anziché due ha sicuramente un vantaggio economico, di affidabilità, di volume occupato, ma ha anche un lieve vantaggio nella velocità di commutazione della corrente tra i rami in quanto è un modo per limitare le induttanze parassite delle maglie.

4.2.4. Snubber RCD

Solitamente quando si utilizzano dispositivi statici per interrompere correnti induttive è necessario l'utilizzo di snubber per evitare sovratensioni distruttive. Lo snubber può avere diverse topologie [17], la più comune è quella riportata in figura 4.3.

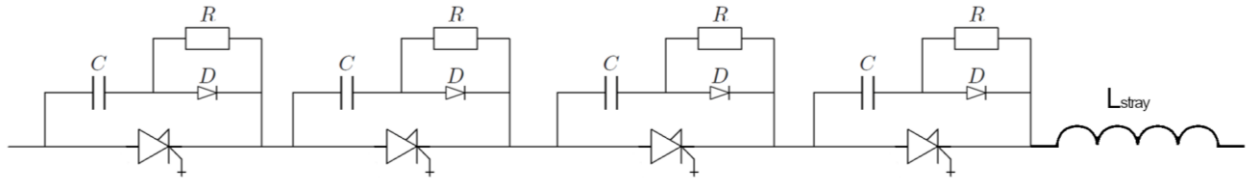


Figura 4.7

Uno snubber RCD a protezione del componente statico durante la fase di spegnimento può essere utilizzato per aumentare l'affidabilità dello stesso. Quando l'IGCT si spegne la corrente circolerà nel condensatore e nel diodo, escludendo la resistenza. In questo modo il condensatore si caricherà fino ad una tensione stabilita per proteggere lo switch. Quando invece il componente verrà di nuovo acceso, il condensatore si scaricherà attraverso la resistenza che andrà a limitare quindi il picco di corrente che interesserà anche il componente statico. Per evitare la scarica del condensatore sul componente si può collegare in parallelo al condensatore la resistenza al posto che in parallelo al diodo [17].

Il dimensionamento del condensatore nella fase di spegnimento dello switch viene fatto tenendo conto che l'energia che questo deve immagazzinare è pari all'energia magnetica dell'induttanza parassita di maglia.

Perciò

$$W_{Csn} = W_{Ls} \rightarrow \frac{1}{2} C_{sn} \cdot V_{Csn,Max}^2 = \frac{1}{2} L_s \cdot I_0^2 \rightarrow C_{sn} = \frac{L_s \cdot I_0^2}{V_{Csn,Max}^2} \quad (4.11)$$

Tuttavia, nel caso delle linee di TE l'induttanza da considerare non è solamente quella della maglia del dispositivo, bensì anche quella del filtro LC e della linea a valle dell'interruttore; perciò, sarebbe necessario uno snubber di dimensioni considerevoli. Da notare inoltre che il varistore MOV, quando posto in parallelo al componente statico è in grado di sopperire alla stessa funzione dello snubber. Solitamente i MOV non vengono utilizzati come snubber in quanto sono più lenti e sede di perdite e quindi inadatti alle applicazioni switching, ma nel caso dell'interruzione questo aspetto diventa irrilevante rispetto alla quantità di energia che lo snubber deve gestire.

Inoltre, il banco di condensatori già presente nella sse in caso di guasto a ridosso della stessa viene collegato a tutti gli effetti in parallelo all'interruttore tramite il circuito di guasto. Per questo motivo nel capitolo successivo verrà analizzato più nel dettaglio il comportamento del sistema in queste condizioni.

5. Simulazioni

Per comprendere meglio il transitorio di commutazione tra i semiconduttori e gli scaricatori, si è deciso di effettuare delle prove di laboratorio. Prima di realizzare la prova è necessario simulare il circuito tramite software dedicati. In questo capitolo si riportano le simulazioni effettuate con LTspice in diverse casistiche.

Le simulazioni inoltre permettono di visualizzare il contributo del banco di condensatori del filtro LC presente nelle sse, che nei capitoli precedenti era stato trascurato per semplicità.

5.1. Simulazione 1

Viene effettuata una simulazione del circuito scalando di un fattore 100 la tensione di alimentazione rispetto a quella reale delle sottostazioni. In questo modo è possibile simulare la distribuzione di corrente nei vari rami con i valori che poi si andranno a misurare nella prova di laboratorio. In questa prima simulazione è presente l'interruttore meccanico, ma non avendo la possibilità di simulare una bobina Thomson o un interruttore extrarapido, verrà utilizzato uno switch ideale. Inoltre, viene simulato il cortocircuito ai morsetti della sottostazione, in cui è presente il filtro LC del convertitore a diodi. In questo modo è possibile visualizzare il contributo dei condensatori nel transitorio di interruzione.

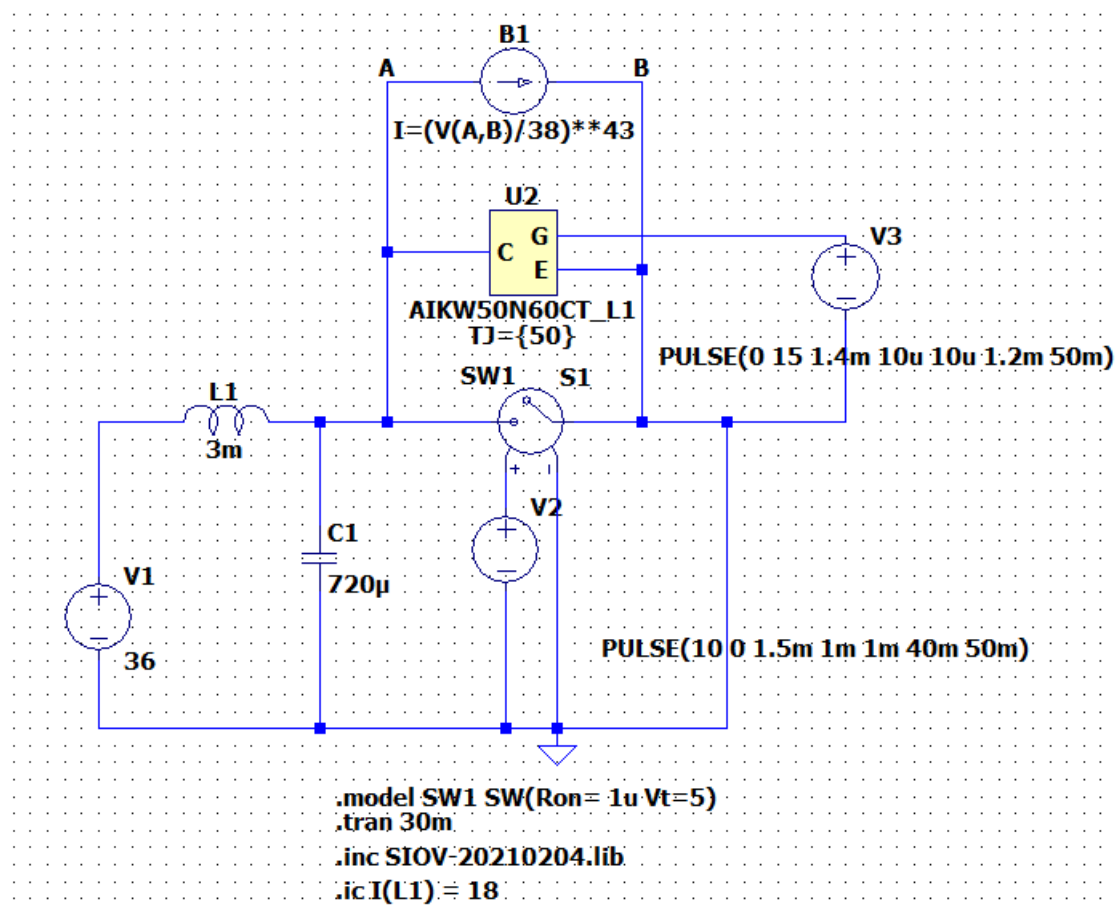


Figura 5.1

Nell'induttanza da 3 mH del filtro è stata aggiunta una resistenza interna del valore di 2 Ω per limitare la corrente nel circuito, dato che la prova di laboratorio si svolgerà in condizioni di corrente limitata.

Modello componente statico

Per facilitare l'esecuzione della prova di laboratorio è stato deciso di utilizzare degli IGBT come interruttori del ramo statico. Questo non va ad incidere sul risultato in quanto la caratteristica di accensione e spegnimento dei componenti è irrilevante in questa applicazione, dato che non si tratta di un controllo a frequenza, ma di un unico comando di accensione e spegnimento. Nella simulazione l'IGBT conduce la corrente per circa 600 μs , per permettere una migliore visualizzazione, ma in realtà la conduzione del guasto nel dispositivo reale dovrà essere molto inferiore. Dovrà essere almeno pari a $t_{2,3}$ (eq. 4.7); ovvero il tempo di commutazione della corrente dal ramo dell'interruttore al ramo dell'IGBT.

Modello scaricatori

Viene utilizzato un modello teorico della caratteristica tensione-corrente degli scaricatori. La formula analitica utilizzata è la seguente:

$$i = \left(\frac{u}{U_n}\right)^k \quad (5.1)$$

Con k tra 30 e 50

Che ha una caratteristica non lineare riportata in figura 5.2.

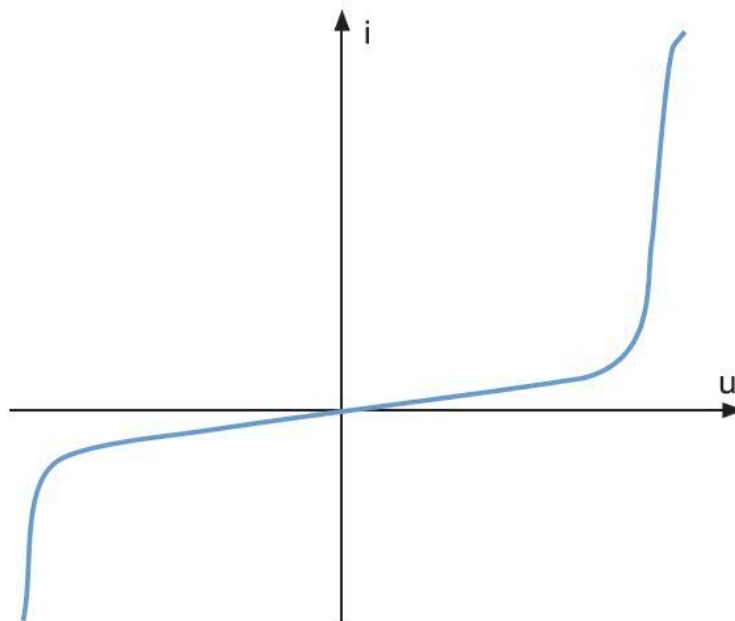


Figura 5.2

Nella prova di laboratorio verrà utilizzato uno scaricatore "S20K30" il quale ha una tensione nominale in corrente continua di 38 volt; quindi, la formula che può essere utilizzata è:

$$i = \left(\frac{u}{38}\right)^{43}$$

Tuttavia, nella simulazione 2 viene utilizzato un modello spice del varistore fornito dal produttore che include effetti parassiti capacitivi tipici degli scaricatori.

5.1.1. Effetto del condensatore

A parità di altri fattori sono stati riportati i risultati di due simulazioni, la prima con il condensatore da 720 μF e la seconda senza.

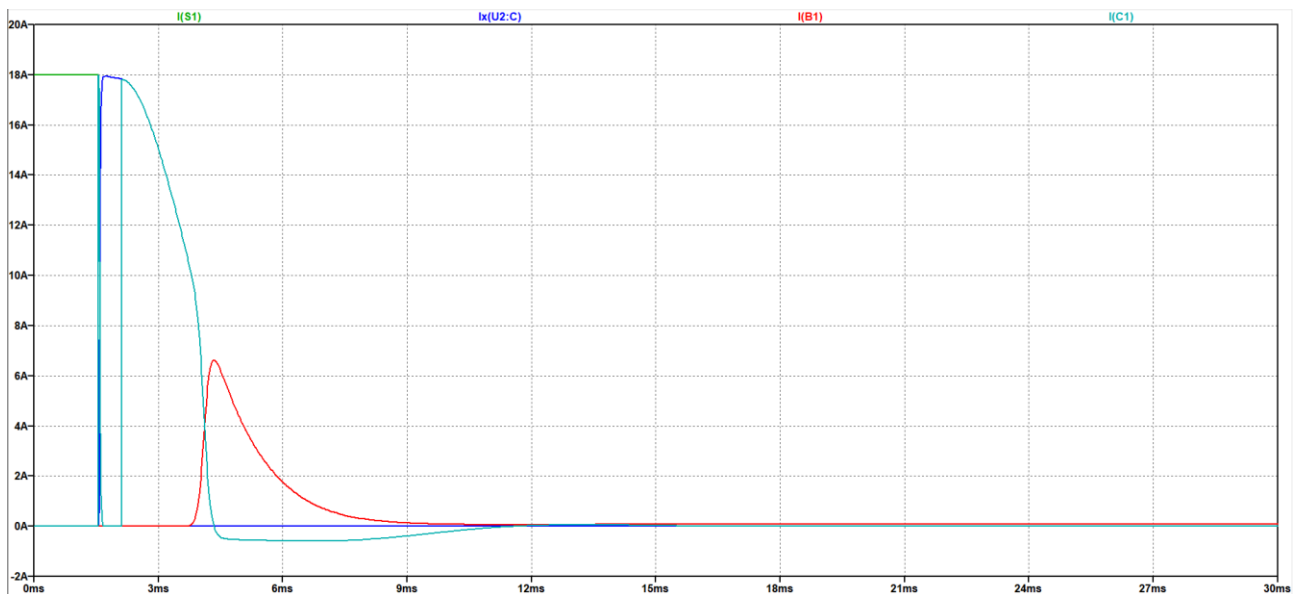


Figura 5.3 Distribuzione correnti nei rami: S1=corrente nell'interruttore meccanico; x(U2, C) corrente al collettore dell'IGBT; C1= corrente al condensatore del filtro; B1 = corrente nel ramo MOV

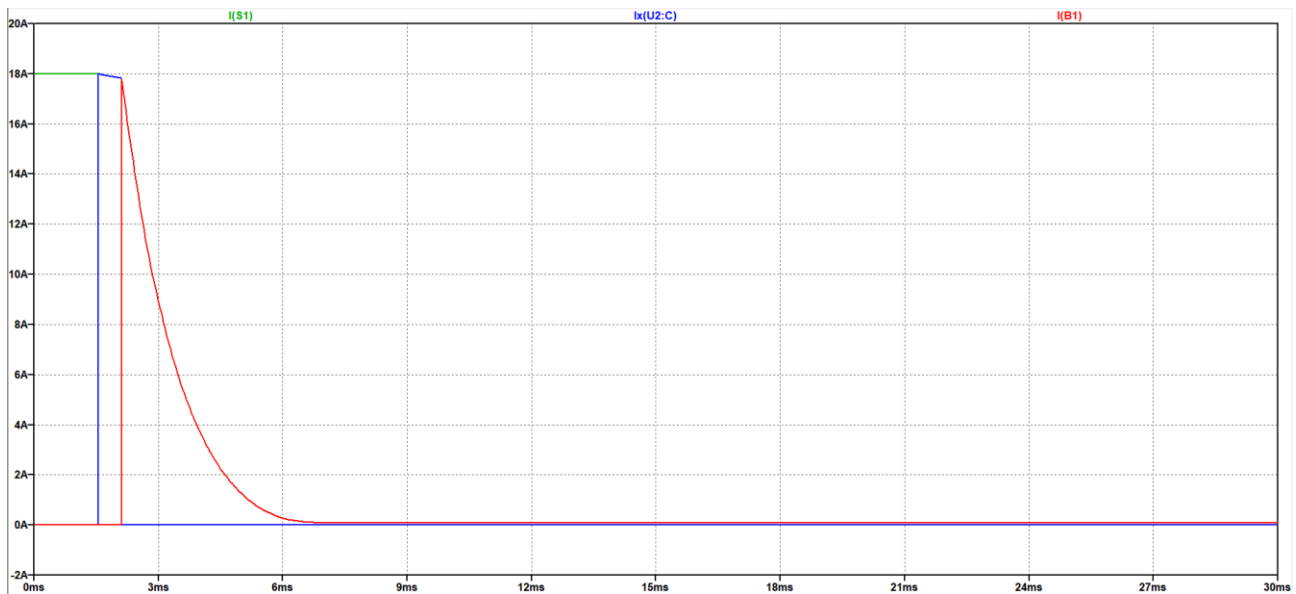


Figura 5.4 distribuzione correnti nei rami, senza il condensatore di filtro

Risulta evidente come il condensatore assorba una parte della corrente nella fase di scarica dell'induttanza, questo è dovuto al caso simulato in cui l'uscita dell'interruttore ibrido è collegata direttamente a massa per simulare un guasto direttamente all'uscita della sse. Questo comporta che il condensatore del filtro LC viene messo direttamente in parallelo con il dispositivo e quindi agisce allo stesso modo di uno snubber RCD. Quindi gli scaricatori non andranno a raggiungere il loro limite di energia. Il primo picco di corrente corrisponde invece alla commutazione di corrente dal ramo dello switch meccanico al ramo con IGBT, il quale è influenzato dall'idealità del modello utilizzato.

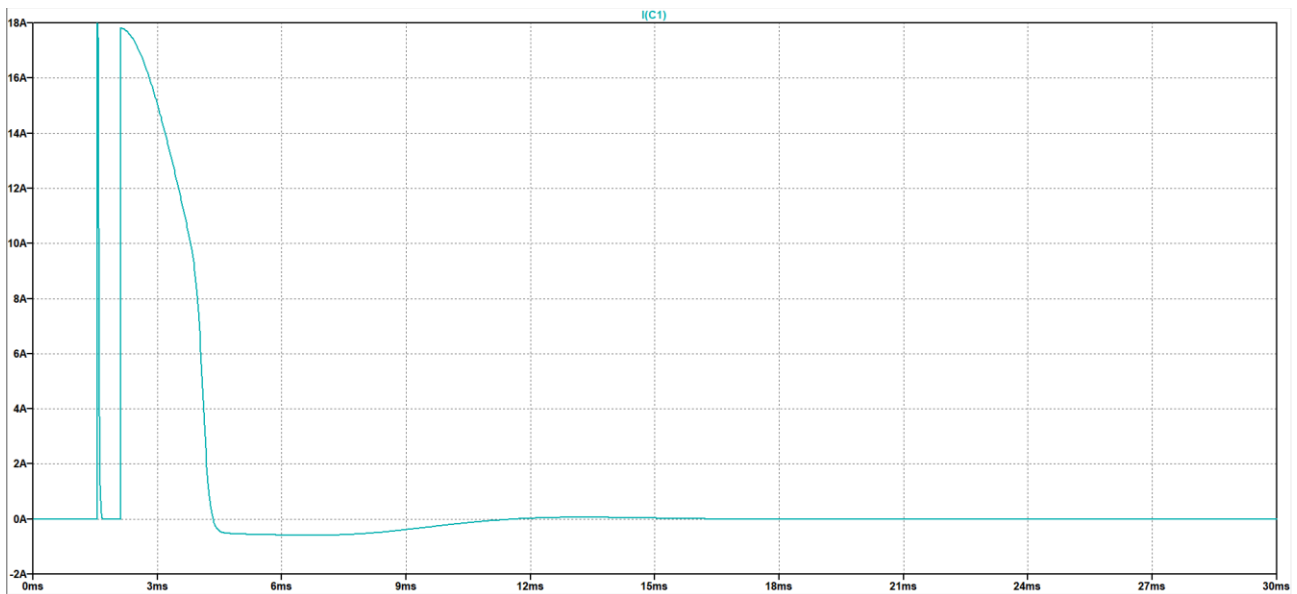


Figura 5.5 Corrente nel condensatore di filtro C1

Confrontando invece le tensioni si nota come la tensione collettore-emettitore dell'IGBT risenta della presenza dell'induttanza all'apertura dello switch meccanico.

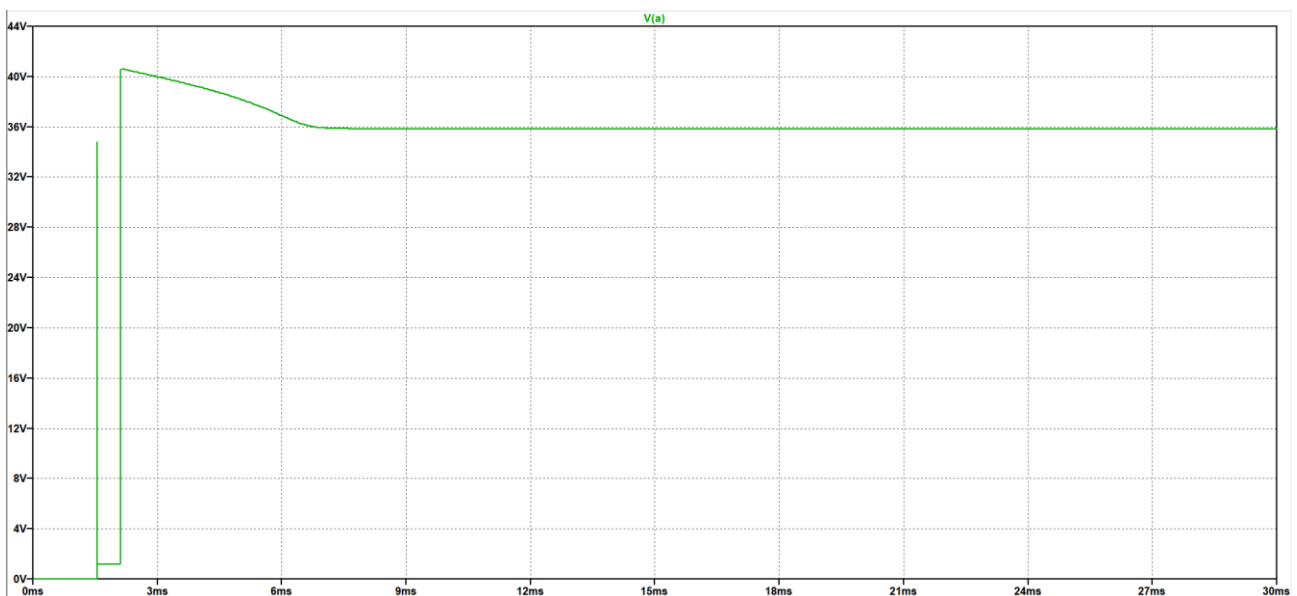


Figura 5.6 Tensione Collettore-Emettitore dell'IGBT in assenza del condensatore C1

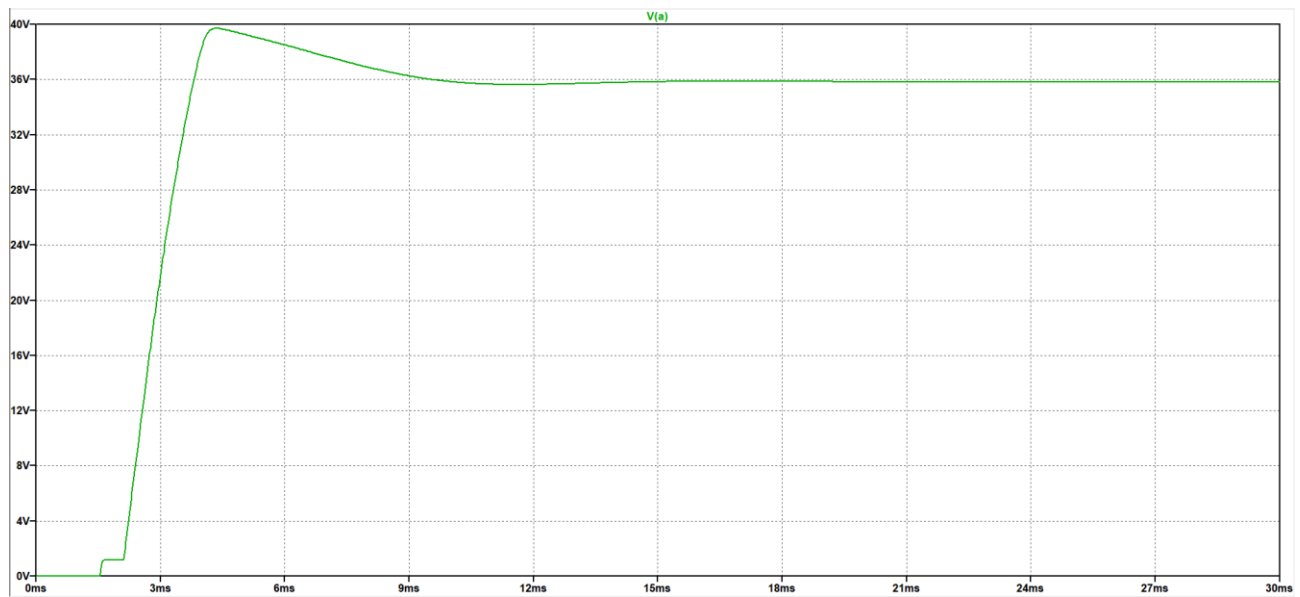


Figura 5.7 Tensione Collettore-Elettore dell'IGBT, con la presenza del condensatore C1

Tuttavia, si vede chiaramente che il condensatore del filtro abbia un effetto benefico all'apertura del componente statico, agendo come farebbe uno snubber ai capi dello stesso.

Nel caso reale della sottostazione il filtro LC si comporterebbe diversamente dato che vi sono i disturbi provenienti dalla sorgente, il ponte dodecafase a diodi, e la condizione iniziale di tensione nulla sul condensatore non sarebbe valida. Per questo motivo viene effettuata una simulazione più dettagliata illustrata di seguito.

5.2. Simulazione 2

Per simulare la variazione di carico dovuta al cortocircuito viene introdotto lo schema in figura 5.8.

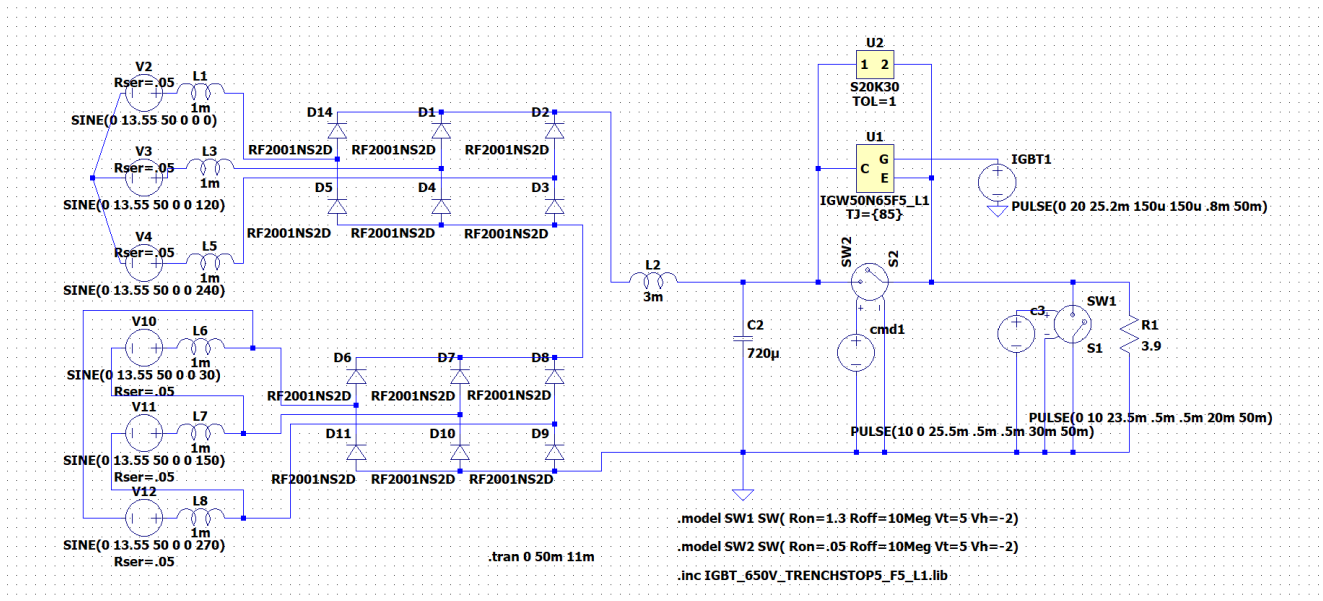


Figura 5.8 schema circuitale con simulazione del convertitore dodecafase e della variazione di carico dovuta al cortocircuito, simulato con SW1

Nello schema viene innanzitutto simulato il convertitore dodecafase che alimenta la sottostazione, ed ha in serie ad ogni generatore di tensione una induttanza per simulare la fase di commutazione dei diodi. Sono stati inoltre utilizzati dei modelli già presenti nel programma per quanto riguarda i diodi, in maniera tale da simulare anche effetti parassiti degli stessi. Nell'induttanza L2 del filtro ora non è necessaria nessuna resistenza limitatrice in quanto sono presenti quelle del circuito di guasto. Viene quindi impostata a 0.05 Ω.

A valle del dispositivo di protezione viene posto un carico avente $R=3,9\ \Omega$, che equivale al valore del resistore di potenza presente in laboratorio, in parallelo con un interruttore ideale controllato SW1, che simulerà un cortocircuito con una resistenza di guasto pari a 1,3 Ω, che nella prova di laboratorio sarà adeguatamente implementata. La resistenza di guasto è stata scelta per limitare la corrente e permettere una realizzazione concreta del dispositivo.

Modello dello switch meccanico

In LTspice non è presente nessun modello di tensione d'arco preimpostato, inoltre la simulazione dinamica dell'accensione e dello spegnimento dell'arco sono eccessivamente complesse per una simulazione teorica. Quindi in questa simulazione viene utilizzato uno switch ideale per commutare la corrente al ramo con IGBT. Lo switch ideale utilizzato è essenzialmente un resistore che passa da un valore di resistenza alto (R_{off}) quando la tensione di comando è sotto alla V_t ; ad un valore di resistenza basso (R_{on}) quando la tensione di comando sale sopra la V_t , ma con un ciclo di isteresi per simulare una certa pendenza nella variazione di resistenza.

Quando il valore impostato di V_h è positivo si ha la chiusura dell'interruttore al valore V_t+V_h e l'apertura a V_t-V_h .

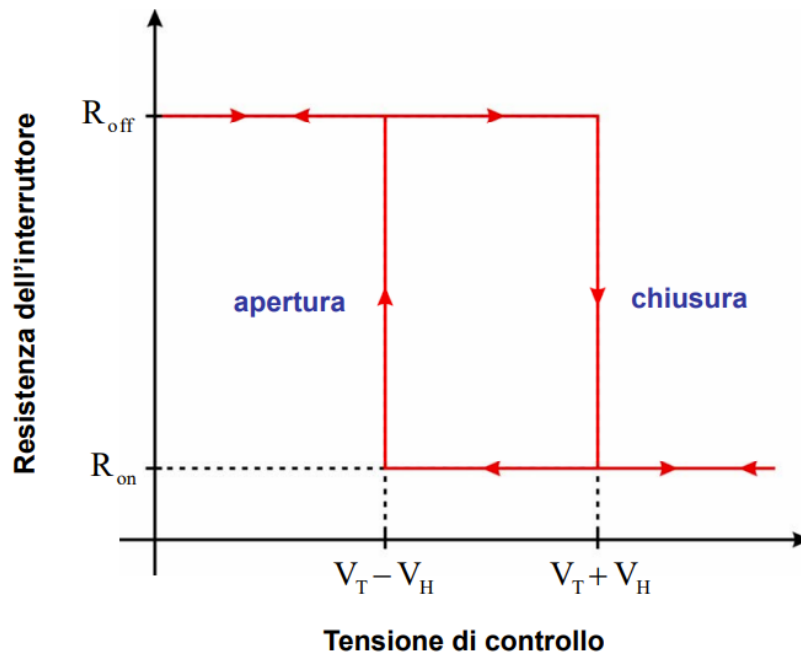


Figura 5.9

Nel caso in esame invece il valore di isteresi è negativo e quindi la caratteristica risulta differente, come mostrato in figura 5.10. Questo renderà meno ripido il cambiamento di resistenza nello switch, che permette alla simulazione di calcolare correttamente tutti gli istanti temporali.

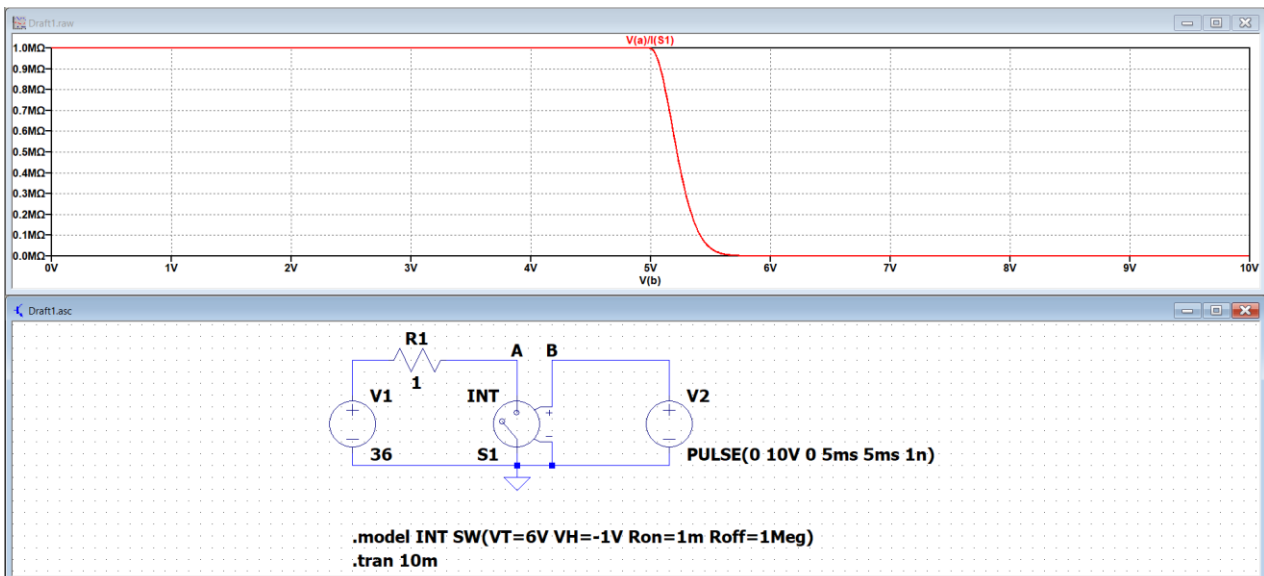


Figura 5.10 caratteristica dello switch con isteresi $V_h=-1$

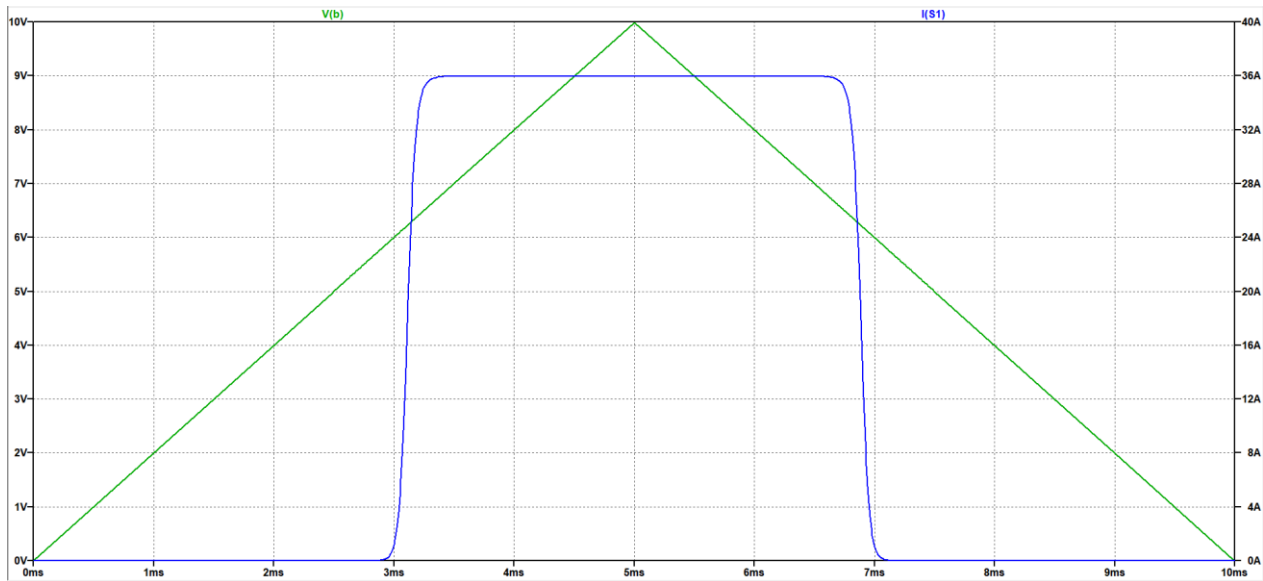


Figura 5.11 esempio di andamento nel tempo della corrente nell'interruttore con isteresi

5.2.1. Effetto del condensatore

Il grafico seguente mostra come alla chiusura dello switch SW1, cortocircuito, vi sia un rilascio di energia da parte del condensatore, che provoca il tipico picco di corrente che nella normativa viene stimato a 1,42 volte la corrente di regime di guasto permanente. Questo effetto è prevalentemente dato dalla scarica del condensatore sulla resistenza di guasto, in questo caso uguale a $1,3 \Omega$.

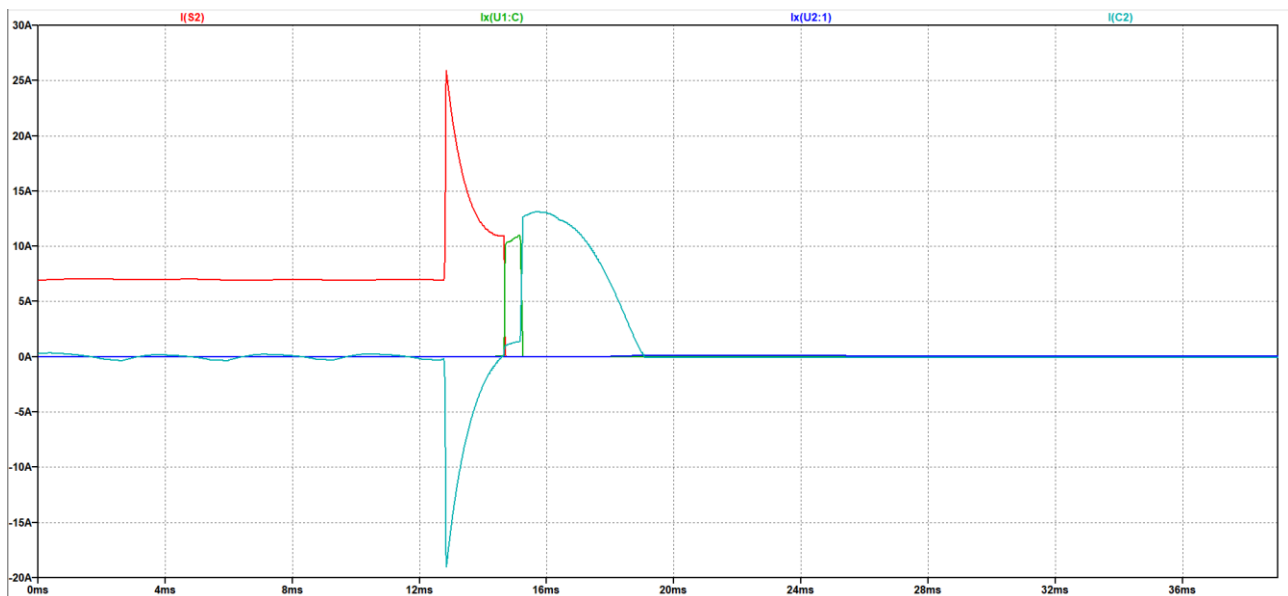


Figura 5.12 corrente nello switch meccanico $I(S2)$ in rosso, corrente nell'IGBT $I_x(U1:C)$ in verde, corrente nel varistore $I_x(U2:1)$ in blu, corrente nel condensatore $I(C2)$ in azzurro

Come già visto nella simulazione 1, il condensatore dopo la fase di commutazione dal ramo dell'interruttore meccanico al ramo IGBT e lo spegnimento di quest'ultimo si trova in parallelo al componente statico e quindi agisce come snubber, assorbendo l'energia rilasciata dall'induttanza $L2$.

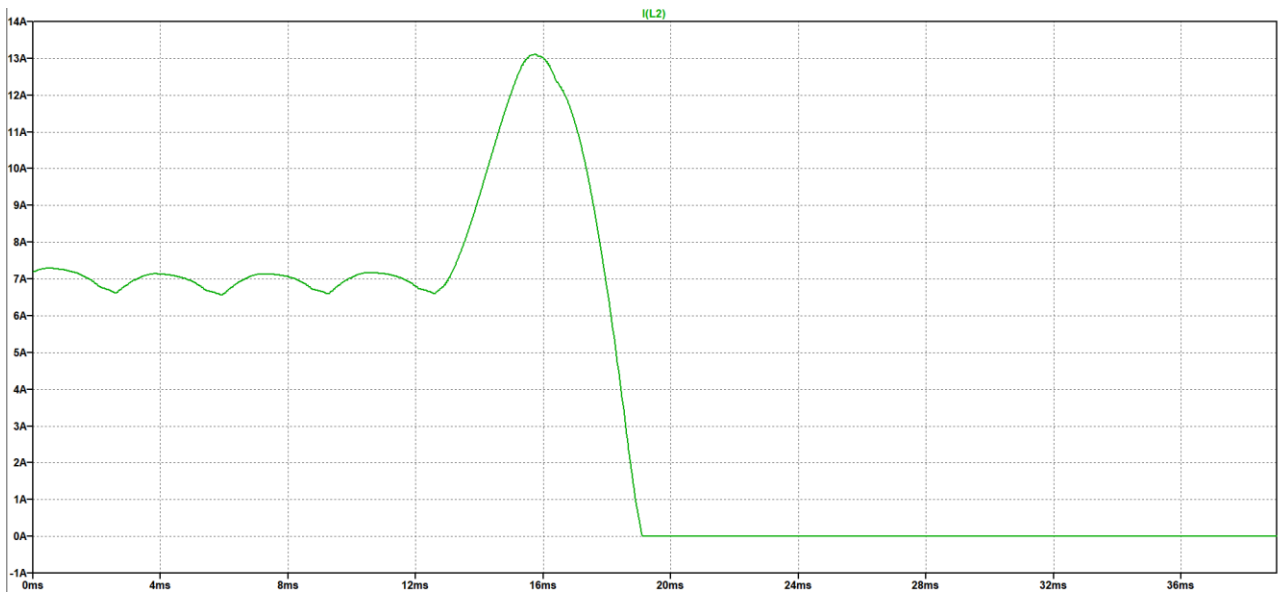


Figura 5.13

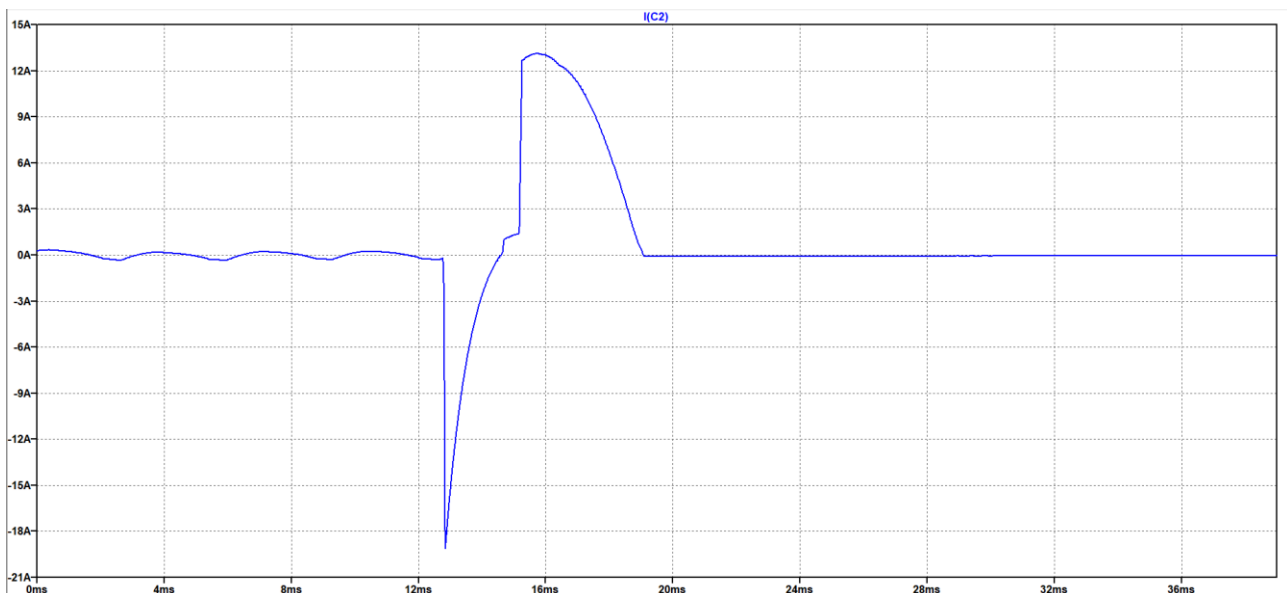


Figura 5.14

In figura 5.14 è illustrato anche il dettaglio della corrente del condensatore del filtro per cui si nota il picco negativo a circa -19 A che, per la convenzione adottata, significa un'erogazione di corrente da parte del condensatore che si scarica sulla resistenza della maglia di guasto.

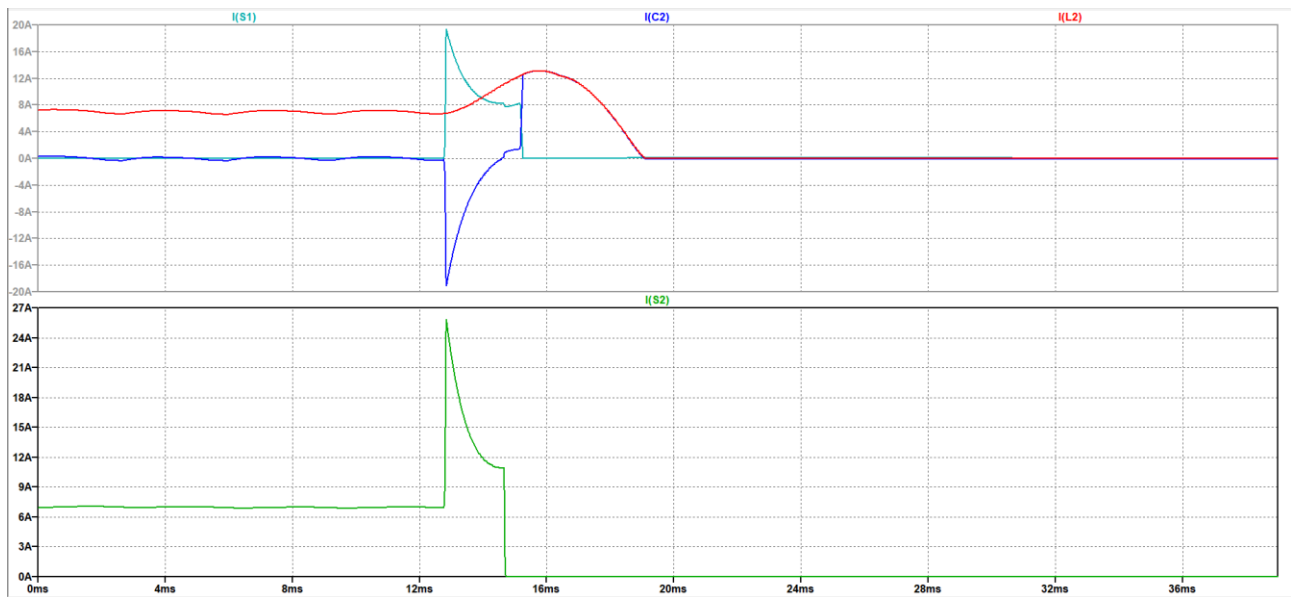


Figura 5.15

Confrontando le curve della corrente che attraversa l'interruttore meccanico $I(S2)$, con quella a monte dell'interruttore ibrido $I(L2)$, si nota come il picco sia dato dalla somma della corrente di carico prima del cortocircuito (circa 7 A) più il contributo del condensatore (circa 19 A), ottenendo così il picco evidenziato di circa 26 A.

Inoltre, la tensione ai capi del condensatore, quindi all'uscita del filtro LC, sarà pari a circa 60 V; quasi il doppio dei 27 V medi a carico. Questo perché il condensatore ha assorbito l'energia del guasto, ma poi non ha modo di scaricarsi.

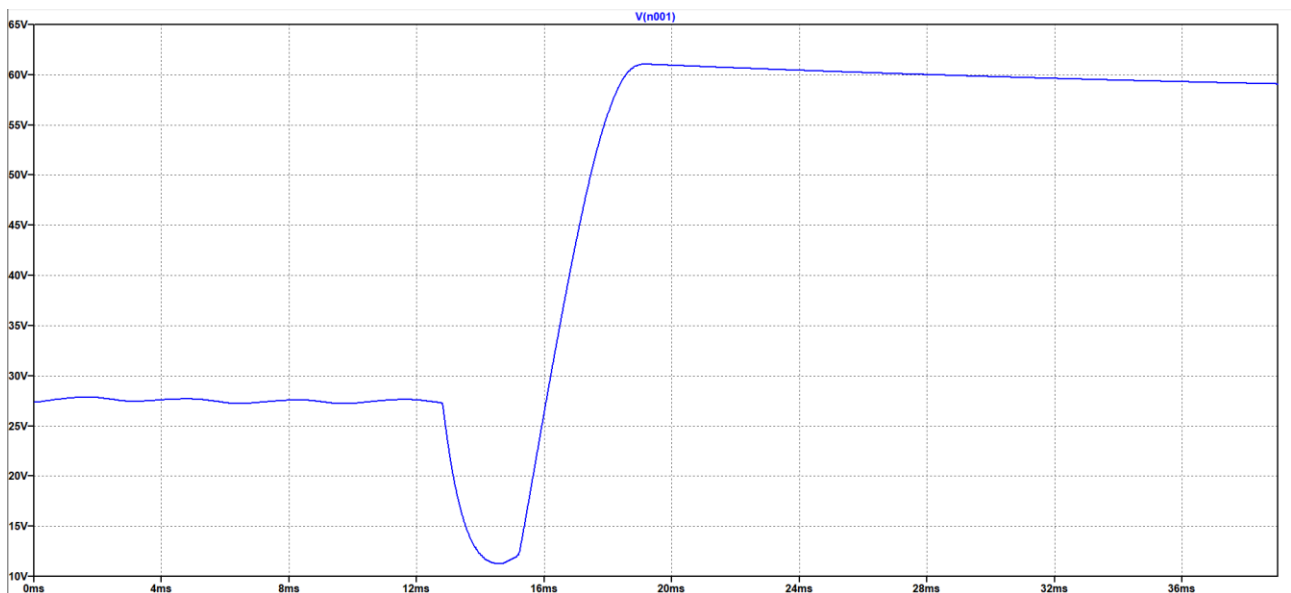


Figura 5.16

Per risolvere questi problemi si ipotizza di sviluppare uno snubber RCD [17] utilizzando lo stesso condensatore del filtro LC della sottostazione come illustrato nella figura 5.17.

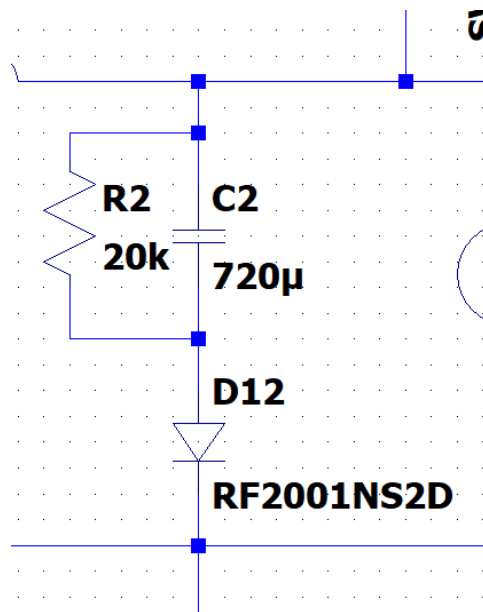


Figura 5.17 dettaglio dello snubber rcd

In questo modo il condensatore può scaricarsi sulla resistenza da 20kΩ e la tensione in uscita dal filtro torna ad essere quella a vuoto.

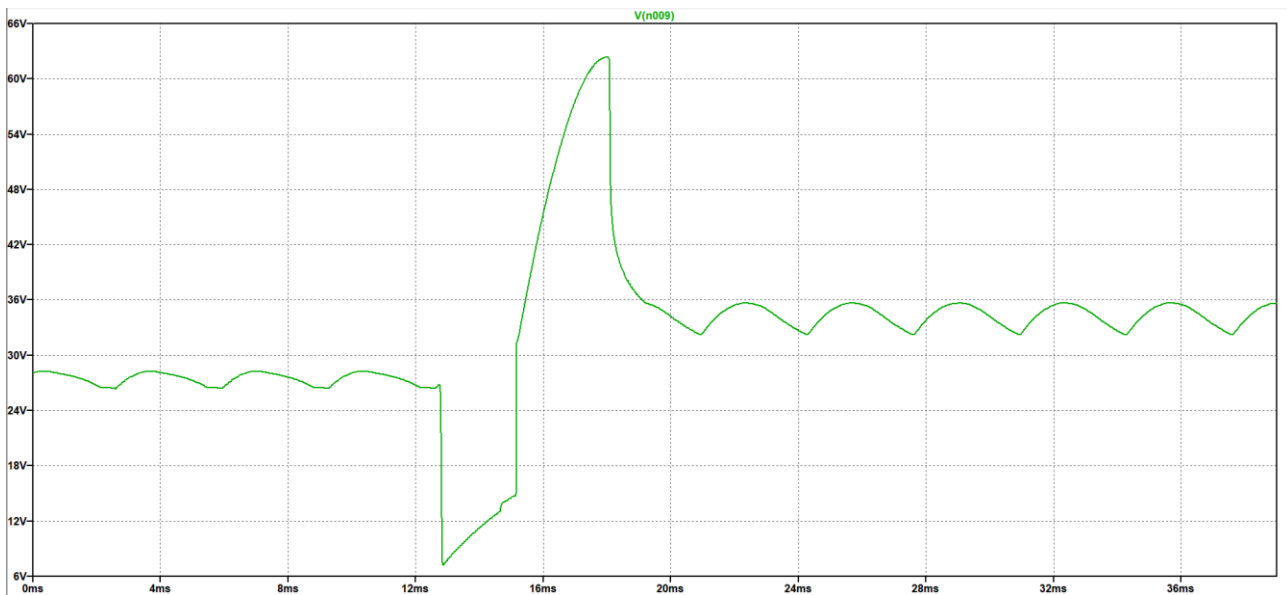


Figura 5.18 tensione in uscita dal filtro LC con aggiunta dello snubber RCD

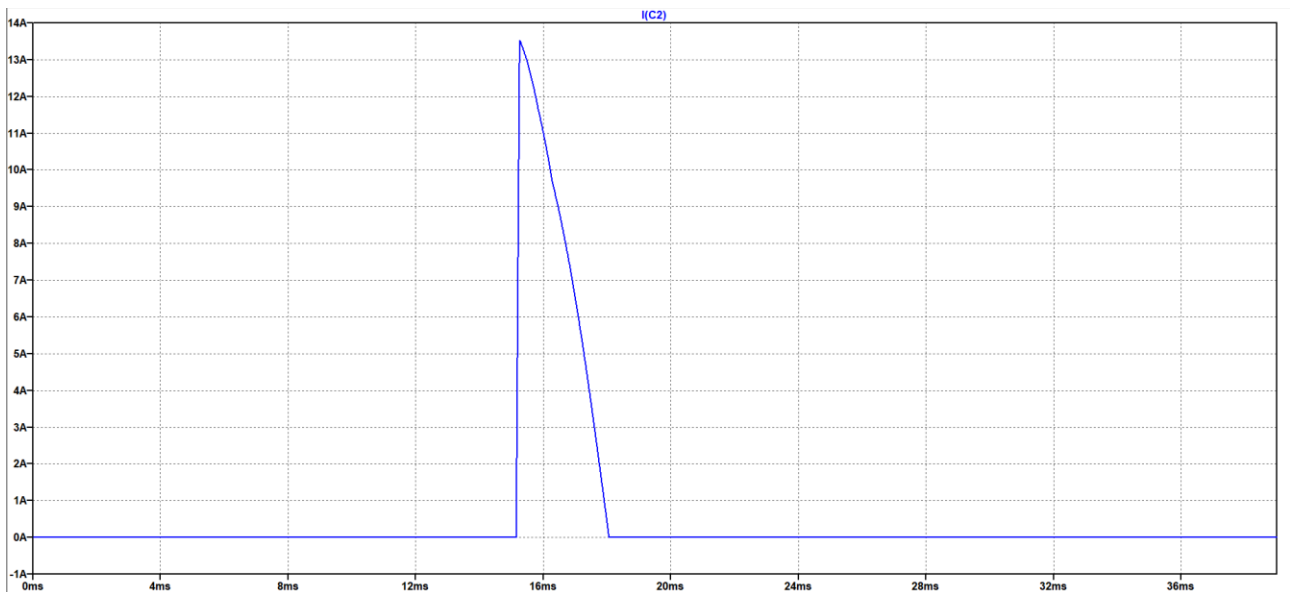


Figura 5.19 corrente nel condensatore con le modifiche apportate da snubber RCD

Mentre per le correnti nel dispositivo ibrido si trova che non c'è più il picco di corrente quando avviene il guasto perché nella maglia interessata la resistenza da $20k\Omega$ si trova in parallelo con la resistenza di guasto e il diodo impedisce l'inversione di corrente, quindi non vi sono picchi iniziali.

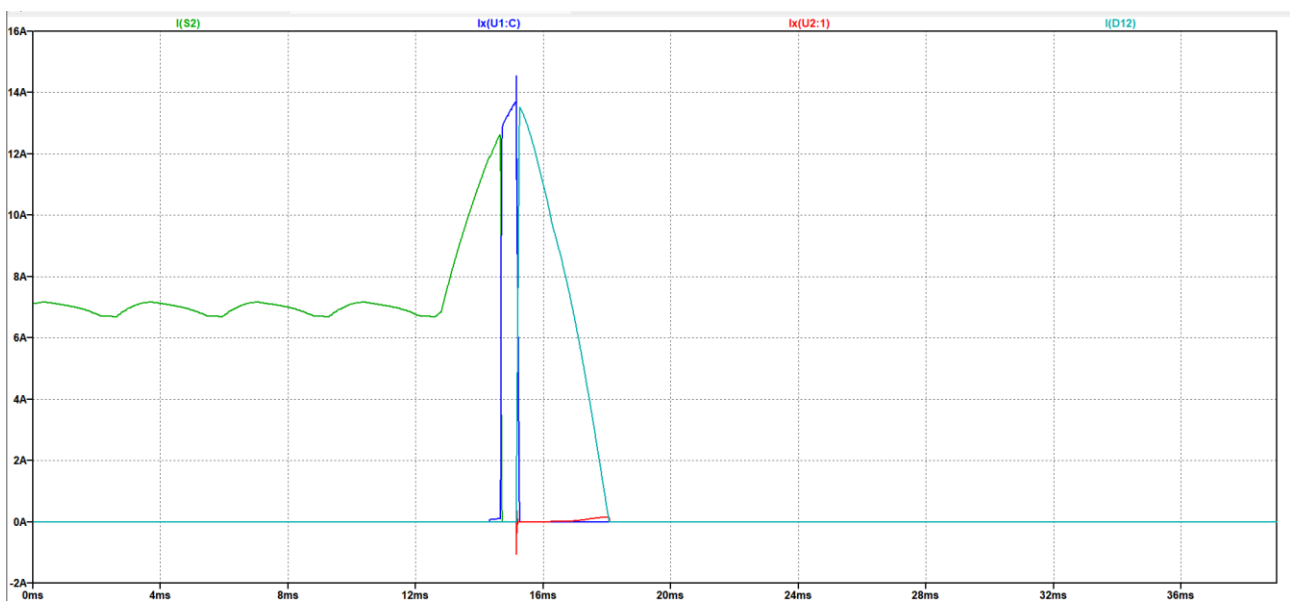


Figura 5.20 correnti nel dispositivo di protezione utilizzando lo snubber RCD

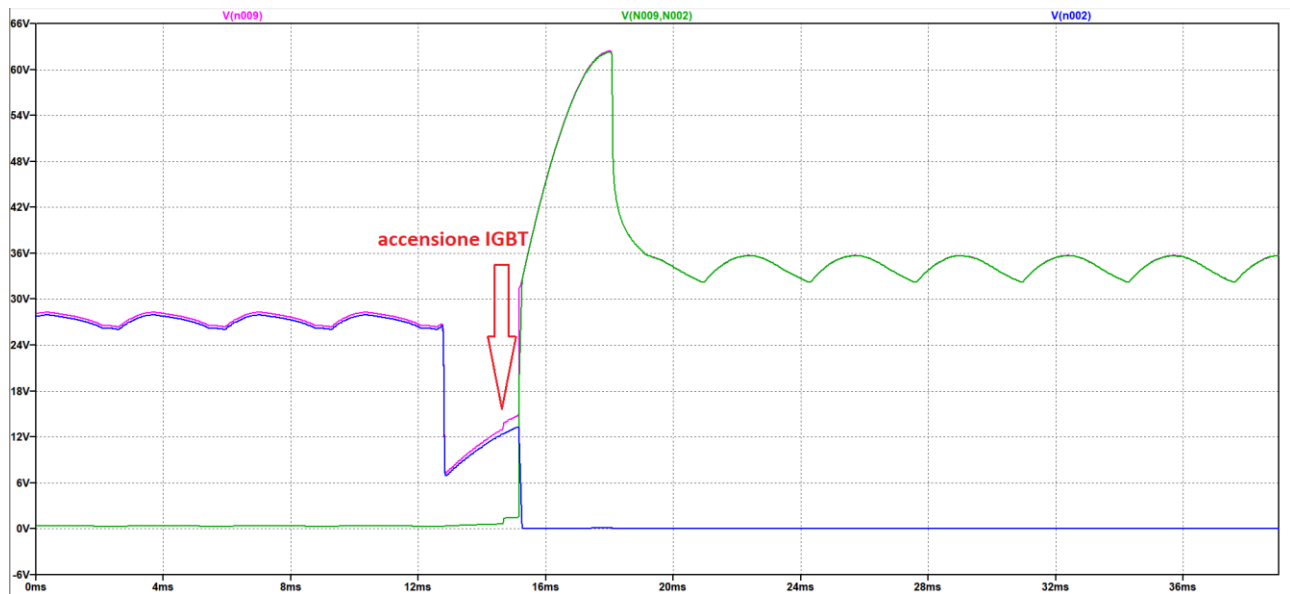


Figura 5.21 tensione ai capi dello snubber V(n009), ai capi dell'IGBT V(n009, n002) e ai capi della resistenza di guasto V(n002)

Confrontando le tensioni a monte e a valle dell'interruttore, si nota che durante il periodo di accensione dell'igbt la tensione aumenta di un valore pari alla caduta di on state del componente statico, che corrisponde a quanto descritto nel capitolo 2.5.

Effetto dello snubber sulla tensione di uscita

Aggiungendo una resistenza in parallelo al condensatore di filtro è necessario verificare il corretto funzionamento del sistema di conversione anche con questa modifica.

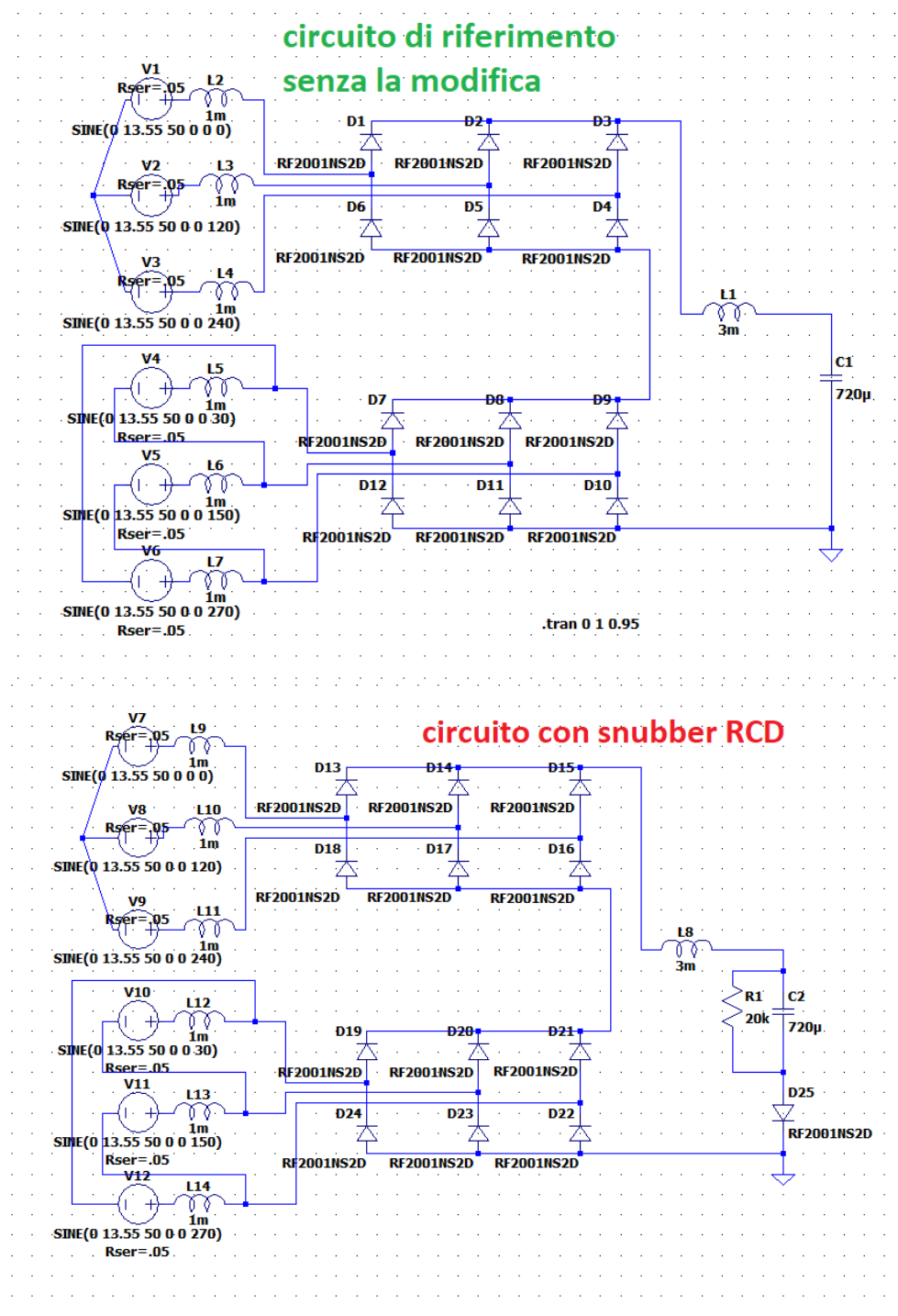


Figura 5.22

Effettuando delle simulazioni del convertitore a vuoto e con diversi valori di resistenza nello snubber RCD si ottengono le curve in figura 5.23.

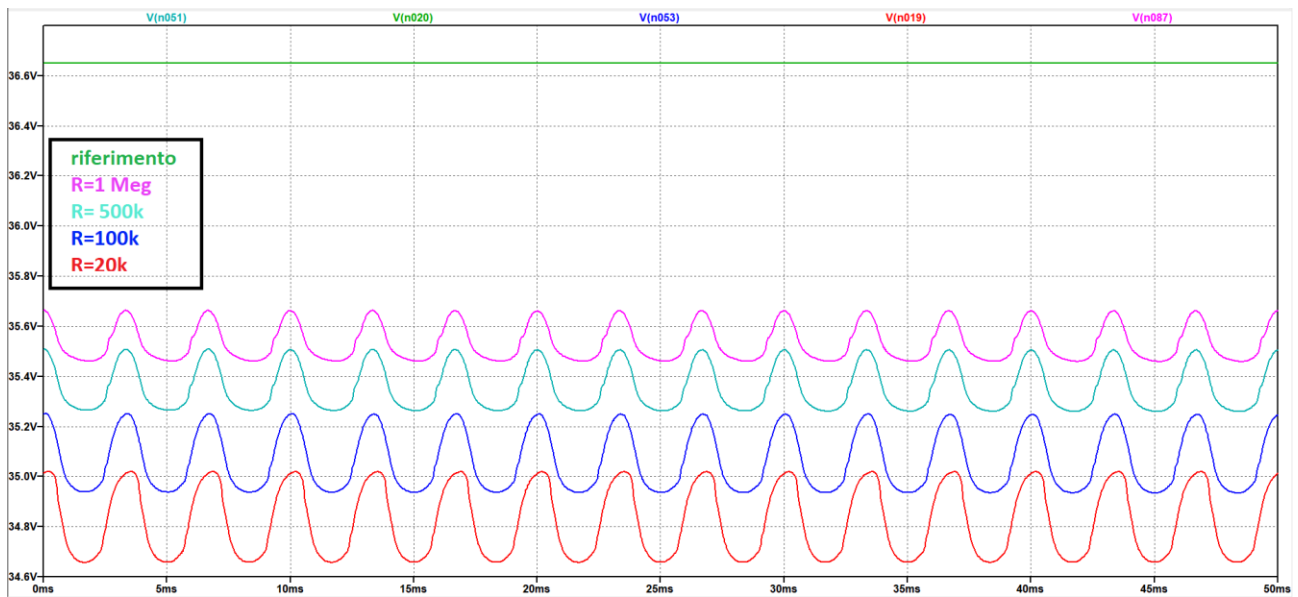
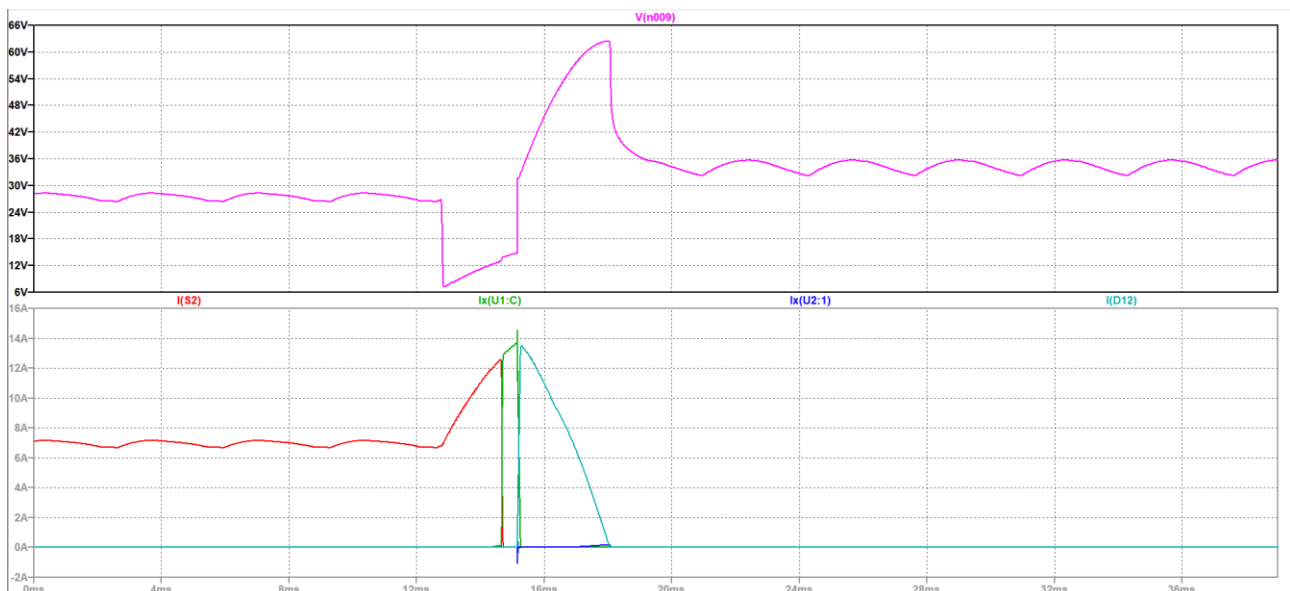


Figura 5.23

L'effetto della resistenza in condizione di vuoto della sse indica come vi sia effettivamente un consumo da parte del resistore che riduce la tensione a vuoto in uscita. Aumentando il valore della R è possibile limitare questo effetto, ottenendo una riduzione della tensione rispetto al caso standard (solo con il condensatore di filtro originale) del 3%. In ogni caso la forma d'onda della tensione è molto più "sporca" rispetto alla configurazione di partenza e quindi non risulta essere la soluzione migliore per la scarica del condensatore.

Durante il guasto non vi sono cambiamenti evidenti dovuti all'aggiunta di un resistore di valore più elevato, come riportato in figura 5.24.

Figura 5.24 transitorio di guasto con resistenza dello snubber $R=500k\Omega$

5.2.2. Considerazioni sullo scaricatore

Come evidenziato dalla figura 5.25, lo scaricatore, nel caso in cui si utilizzi lo snubber RCD ha un assorbimento estremamente ridotto. Inoltre, si può notare come la corrente nel ramo di guasto

$I(S1)$ torna a crescere dopo essere arrivata a zero, proprio passando per lo scaricatore stesso. Questo effetto è dovuto principalmente alle capacità parassite del componente che si caricano con l'energia immagazzinata nell'induttanza $L2$.

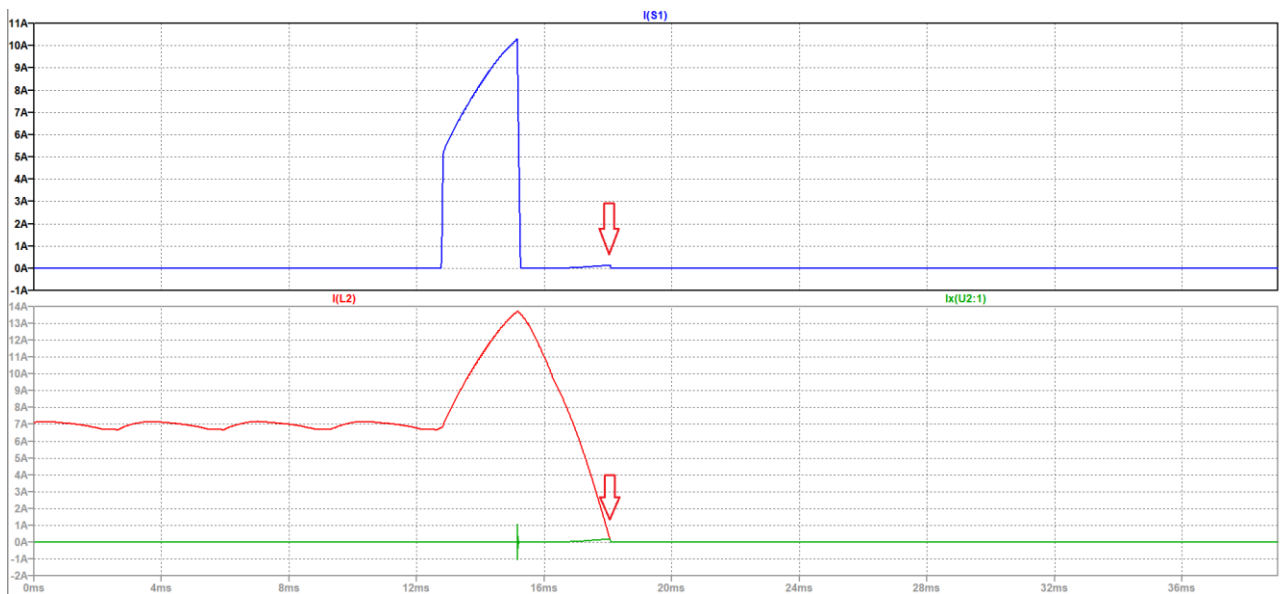


Figura 5.25

Una simulazione effettuata senza lo scaricatore, ma a parità degli altri parametri, rivela che è proprio lo scaricatore a causare un re-innalzamento di corrente nel ramo di guasto. Questo è un effetto chiaramente indesiderato e causato dalla scelta di utilizzare il condensatore del filtro come snubber, il quale avendo una capacità notevolmente superiore alla capacità parassita dello scaricatore, assorbe la maggior parte dell'energia dell'induttanza.

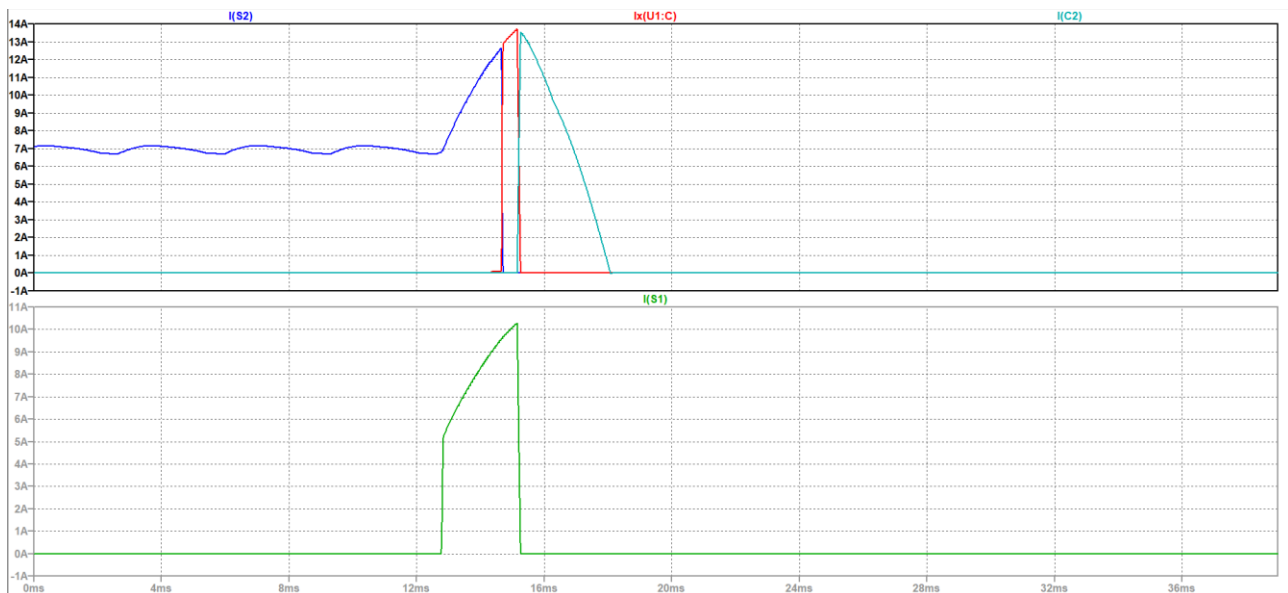


Figura 5.26

Questo fenomeno richiederebbe ulteriori investigazioni nei casi in cui vi siano componenti induttive anche a valle del dispositivo di protezione, che potrebbero rendere comunque necessario l'utilizzo dello scaricatore per permettere la scarica delle stesse.

6. Prove di Laboratorio

Partendo dalle considerazioni effettuate nelle simulazioni sono state effettuate delle prove di laboratorio, per convalidare ipotesi e per applicare realmente quanto discusso in precedenza.

Le prove verranno effettuate utilizzando gli stessi componenti citati nelle simulazioni del capitolo precedente.

Nel prototipo realizzato l'attuatore meccanico è un comune relè in quanto non esistono commercialmente bobine Thomson e sarebbe stato quindi necessaria una costruzione dedicata.

6.1. Lista componenti utilizzati

Componenti di potenza

Sono stati utilizzati dei componenti adatti a sostenere una corrente di 30 A che dalle simulazioni dovrebbe essere il massimo per la prima prova. Non essendo disponibili tiristori GTO di piccola potenza è stato utilizzato un IGBT, il quale necessita di un driver dedicato. Per riprodurre in scala un interruttore meccanico è stato utilizzato un relè, questo non avrà mai la velocità di apertura di una bobina Thomson o di un extrarapido per cui bisogna tener conto di questo fattore, che rispetto alle simulazioni sarà differente.

Tabella 10

Componente	Numero modello	Quantità	Specifiche rilevanti
Relè	HF165FD 5-ZY1TF [18]	1	NO; 30A; 277Vac
IGBT	K50T60A [19]	1	V _{ce} =600V I _c =50A
MOV	S20K30 [20]	1	V _{dc} =38V

Componenti di misura e controllo

Tabella 11

Componente	Numero modello	Quantità	Specifiche rilevanti
Sensore di corrente	ACS770LCB-050B-PFF-T [21]	4	I _n =50 A
Sensore di corrente	ACS750 SCA-100 [22]	1	I _n =100 A
Driver IGBT	IR2113 [23]	1	
Transistor npn	BD791 [24]	1	V _{ce,max} =100 V _{dc} ; I _{c,max} =4 A _{dc}
Microcontrollore	Elegoo UNO R3 [25]	1	

Filtro LC

Con l'obiettivo di replicare al meglio delle possibilità la sottostazione di alimentazione si è deciso di utilizzare una bobina avvolta in aria utilizzando un cavo FS17 1x6mm² che risulta conveniente per il fatto di poter ottenere un induttore in grado di sostenere la corrente di regime di prova e senza un nucleo in ferro che potrebbe andare in saturazione, contaminando i risultati. Per i condensatori si è reso necessario l'utilizzo di quelli di tipo elettrolitico, ma questo non dovrebbe influenzare il risultato della prova dato che la tensione non si invertirà mai. L'induttanza è stata misurata con un tester "UNI-T UT603", la resistenza parassita e la capacità reale con un "Fluke 289". I valori misurati sono riportati nella tabella 13.

Tabella 12

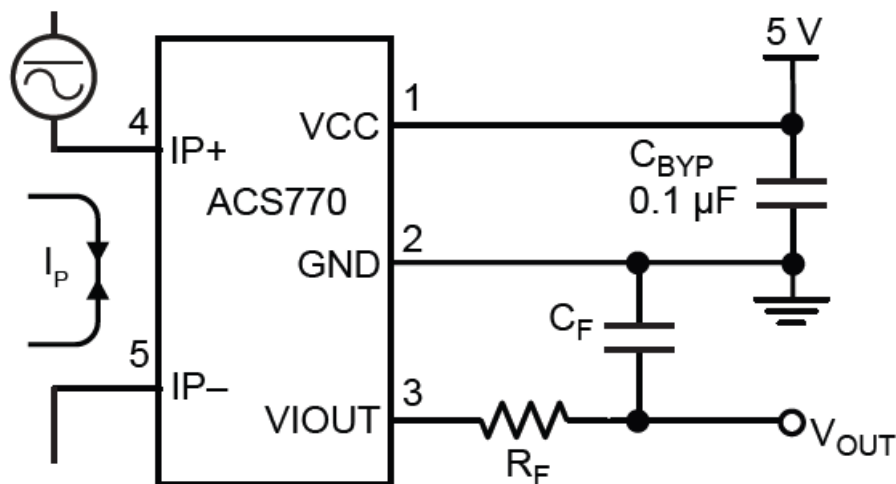
Componente	Quantità	Parametri
Induttanza in aria	1	$L_{mis}=3,12 \text{ mH}$ $R_{mis}=250 \text{ m}\Omega$
Condensatore elettrolitico	4	$C_{mis,tot}= 812 \text{ }\mu\text{F}$ $V_{max}=50 \text{ Vdc}$

6.1.1. Catena di misura

Per misurare le correnti nei vari rami, sono stati utilizzati dei trasduttori di corrente come riportato nella tabella 12. L'uscita dei trasduttori è una tensione che può variare da 0 a 5V in base al verso della corrente, se la corrente è positiva la tensione di uscita varia da 2,5 a 5 V, mentre se è negativa varierà da 2,5 a 0 V.

Le sonde di corrente utilizzate hanno un errore di misura a 25°C di $\pm 0.5\%$ e un ritardo di propagazione del segnale di 2,4 μs e un tempo di risposta di 4,6 μs .

Lo schema utilizzato per il collegamento al circuito è quello di riferimento tipico consigliato dal costruttore, riportato in figura 6.1.



Typical Application

Figura 6.1

Applicando il filtro passa basso, come illustrato in figura 6.1, si riduce il rumore provocato dal dispositivo. I valori consigliati dal costruttore sono $R_{f,min}=4.7 \text{ k}\Omega$ e $C_{f,max}=10 \text{ nF}$. Il condensatore utilizzato è da 10 nF mentre la resistenza utilizzata è da 5 k Ω .

La tensione è stata poi misurata con un oscilloscopio (SIGLENT SDS1204X-E) a quattro canali. Le misure sono state effettuate in modalità Single Shot, per cui l'acquisizione viene inizializzata al raggiungimento della soglia di trigger impostata.

6.1.2. Driver IGBT

Per pilotare un IGBT è necessario utilizzare un driver che fornisca il segnale in tensione al gate e che possa eventualmente separare la massa del circuito di comando da quello di potenza. Nel circuito realizzato per le prove di laboratorio questo non è necessario in quanto si utilizza uno schema "LOW side switching" (fig. 6.3) per pilotare l'IGBT, infatti il guasto collega direttamente l'uscita dell'interruttore a massa e quindi il carico, composto dal filtro LC e la resistenza limitatrice, è a monte dell'IGBT, proprio come richiesto nella configurazione "Low Side".

Viene utilizzato il driver IR2113 il quale è comunemente utilizzato per pilotare una gamba di un convertitore con due IGBT, ma può anche essere configurato per il solo pilotaggio High side o Low side come in questo caso.

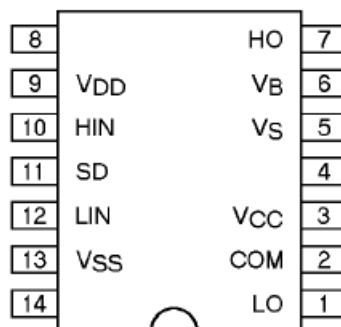


Figura 6.2 pin out del driver IR2113

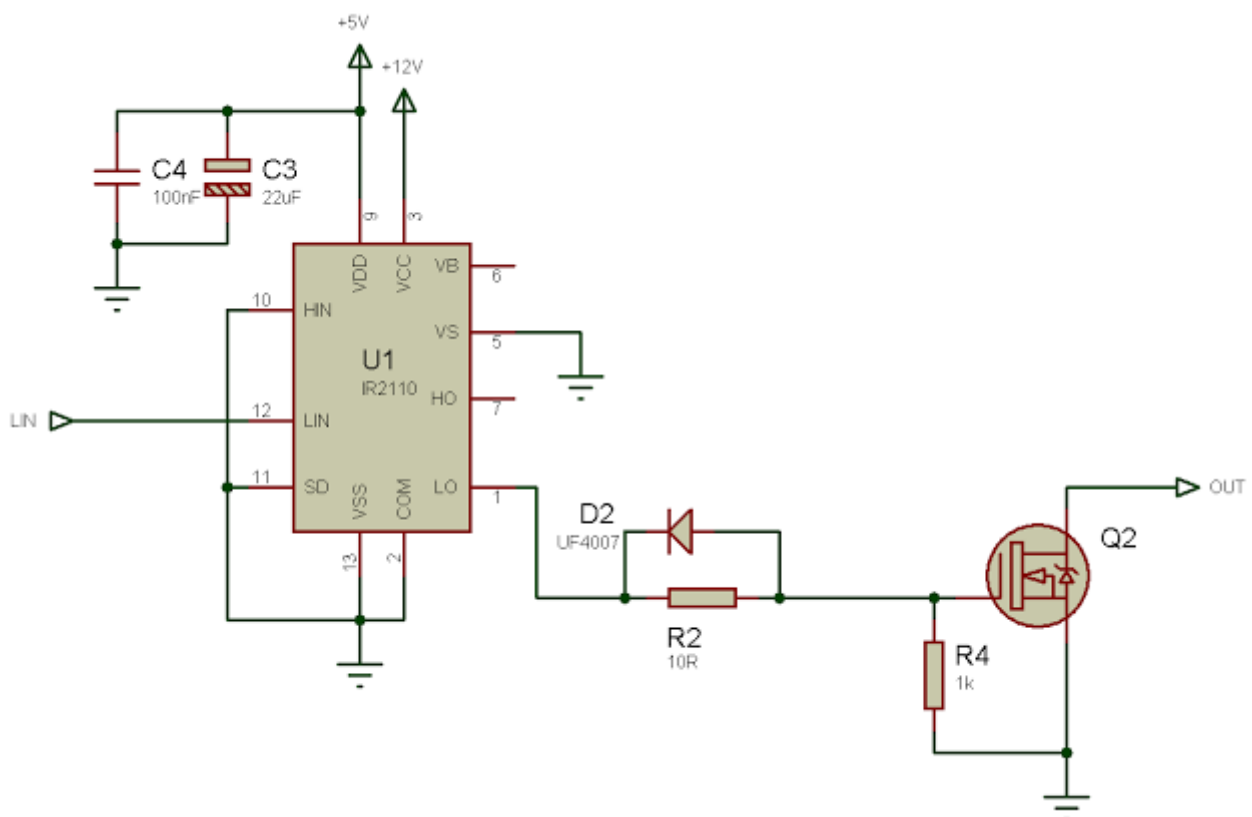


Figura 6.3 schema pilotaggio LOW SIDE

6.1.3. Alimentazione

Il dispositivo realizzato necessita di tre alimentazioni a tensioni differenti: una di potenza a 36 V, una a tensione tra 12 e 20 V per il comando di gate dell'IGBT e una a 5 V per alimentare la logica di controllo e i trasduttori di corrente.

Nel caso del dispositivo in utilizzo nella sse sarebbe da considerare anche il circuito di alimentazione dell'attuatore meccanico, il quale in questo caso è compreso nel circuito a 5V, ma ovviamente nella realtà questo necessiterebbe di un'alimentazione dedicata come visto in 4.2.1.

Modello Alimentatore	Tensione utilizzata [V]	Tensione max [V]	Corrente max [A]
Tdk Lambda GEN40-85	36	40	85
Velleman LABPS3005PS	5	30	5
Velleman LABPS3005D	12-20	30	5

6.1.4. Controllo con Arduino

Per effettuare concretamente il controllo del circuito viene utilizzato un microcontrollore "ATmega328" basato sulla piattaforma Arduino. Il modello utilizzato è l'"Elegoo UNO R3". Il programma riportato di seguito integra un comando manuale e una soglia impostabile di scatto dell'interruttore, sfruttando l'ingresso analogico A0 del microcontrollore.

Il pin analogico ha una risoluzione di 10 bit e quindi può generare fino a 1024 valori, misurando la tensione tra 0 e 5 V. Perciò ogni valore corrisponde ad una variazione di tensione di:

$$\frac{5V}{1024} = 4,88 \text{ mV}$$

Dato che la sonda di corrente utilizzata per lo sganciatore ha una sensibilità di 20 mV/A è necessario scalare la lettura di un fattore:

$$\frac{20}{4,88} \cong 4$$

Al fine di ottenere il valore in ampere da confrontare con la taratura.

Inoltre, il trasduttore ha un offset misurato di 2,53 V che convertito nel valore letto dal microcontrollore diventa 518, per cui va sottratto al valore di corrente nel programma. Il programma viene riportato di seguito in figura 6.4 e 6.5.

```

controllo_interruttore_ibrido$
void setup() {
pinMode(0,OUTPUT); //controllo relè, alla base del transistor npn
pinMode(4,OUTPUT); //controllo IGBT, al pin L-IN di IR2113

//interrupt per comandare manualmente accensione e spegnimento dispositivo
attachInterrupt(digitalPinToInterrupt(2),Manual_Cmd,FALLING);
//interrupt per riportare il flag di guasto a zero
attachInterrupt(digitalPinToInterrupt(3),RESET,FALLING);
}

float corrente;           //misura di corrente di linea
int Id = 10;              //corrente di taratura in [A] (sganciatore max corrente)
volatile int guasto = 0;  //variabile che da il segnale di sgancio
volatile bool stato = false; //variabile di stato dell'interruttore;
                          //stato=false -> OFF; stato = true -> ON.

void loop() {
  //comando manuale interruttore
  if (stato == false) {
    digitalWrite(0,LOW); //sgancio relè
    digitalWrite(4,LOW); //spegnimento IGBT
  }
  if (stato == true && guasto == 0){
    digitalWrite(0,HIGH); //interruttore chiuso
    digitalWrite(4,LOW); //ridondanza di IGBT spento
  }

  //la lettura va scalata di 4 perchè sensibilità sonda: 20 mV/A
  //sensibilità convertitore ADC: 5 Volt/1024 valori = 4,88 mV/val; quindi 20/4,88 = 4 val/A

  corrente = (analogRead(A0)-518)/4; //lettura sonda di corrente meno offset di 2,53 V --> (2.53/5)*1024 = 518

  if (corrente >= Id) {

```

Figura 6.4

```

    guasto++;
  }

  if (guasto >= 1 && stato == true) {
    digitalWrite(4,HIGH); //accensione IGBT
    delay(2);
    digitalWrite(0,LOW); //sgancio relè, fase di commutazione corrente dal relè all'IGBT
    delay(10);
    digitalWrite(4,LOW); //spegnimento IGBT, evoluzione libera, scarica L
    stato= false;
  }
}

void Manual_Cmd(){
  stato=!stato; //cambio manuale dello stato dispositivo
}

void RESET(){
  guasto = 0; //flag di guasto resettato a 0
}

```

Figura 6.5

Per rendere più semplice il controllo, è stato implementato il comando manuale di apertura e chiusura solo del relè, mentre la sequenza di sgancio con l'IGBT viene effettuata solo una volta superata la soglia I_d . Essendo che la corrente massima commutabile dal relè è di 15 ampere, la corrente di "carico" deve essere limitata a questo valore e quindi anche la soglia di apertura per

guasto non può essere superiore a questo valore, altrimenti il relè non potrà aprire il circuito in condizioni normali, causando la saldatura dei contatti e il danneggiamento del componente. Il controllo manuale e il reset del flag di guasto sono stati implementati utilizzando i pin (2) e (3) del microcontrollore, i quali sono gli unici abilitati come interrupt esterni (fig.6.6).

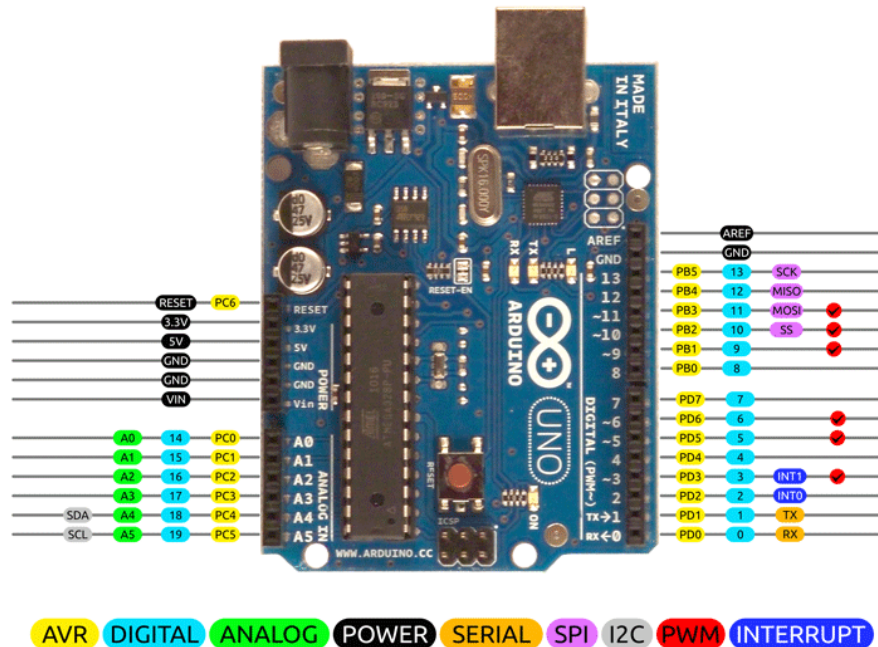


Figura 6.6

6.1.5. Montaggio Interruttore Ibrido

Il prototipo da testare viene montato su una scheda millefori, sulla quale vengono montati anche i condensatori che fanno parte del filtro, mentre l'induttanza verrà collegata esternamente alla scheda. In figura 6.7 si possono distinguere: il circuito di potenza, i trasduttori di corrente del circuito di misura, il circuito di comando in cui si comprende la misura di corrente per la taratura di sgancio. Viene collegato esternamente anche il microcontrollore come illustrato in figura 6.8, l'alimentazione del controllore avviene dalla scheda principale assieme alla quale vengono alimentati tutti i componenti a 5V; inoltre, si collegano le sonde dell'oscilloscopio ai morsetti previsti del circuito di misura. Gli schemi elettrici vengono successivamente riportati nelle prove.

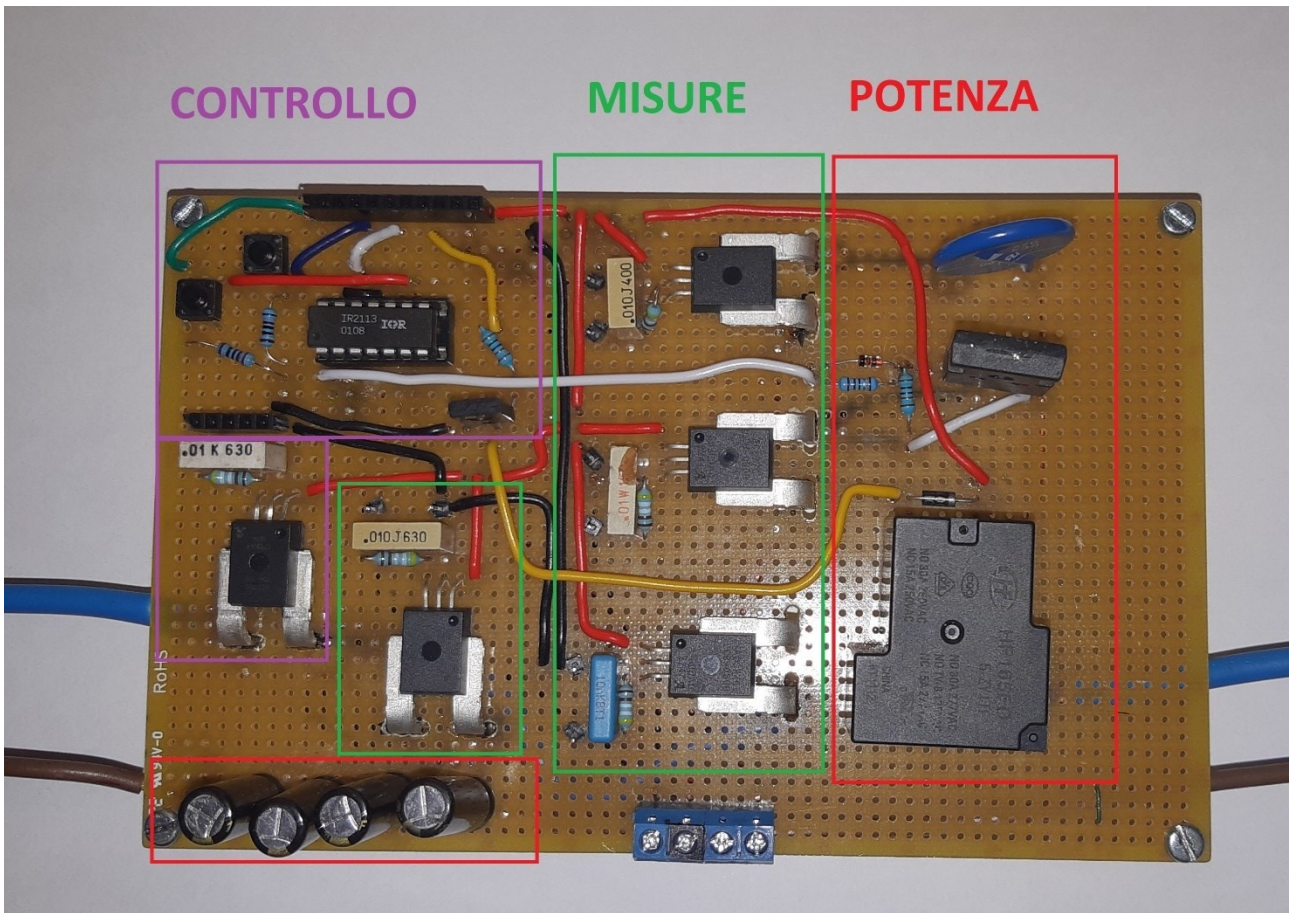


Figura 6.7

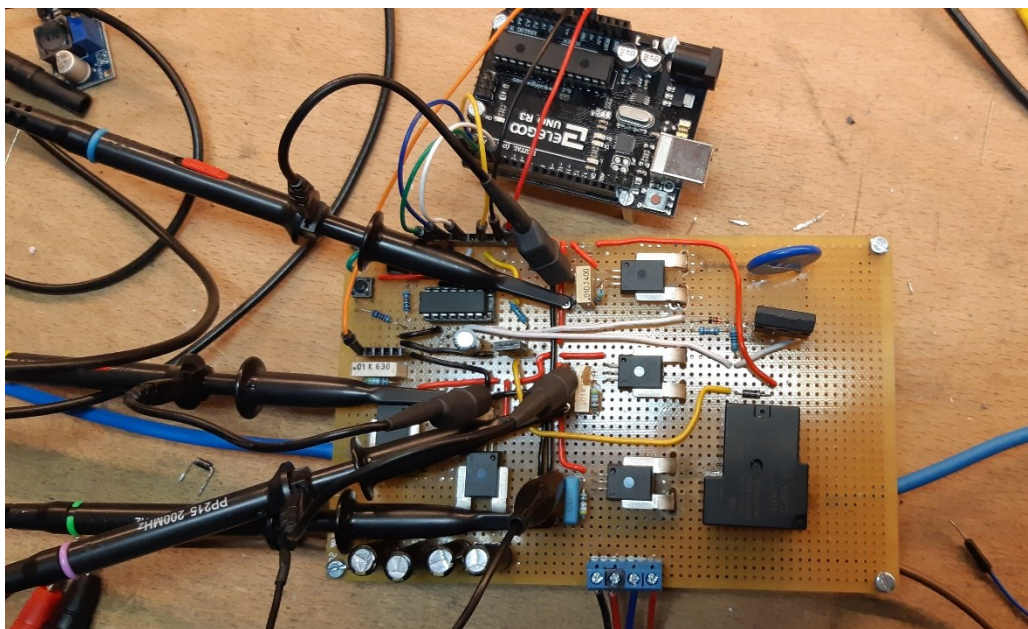


Figura 6.8

6.2. Prova 1

Nella prima prova si cerca di riprodurre la condizione analizzata nella “Simulazione 1” (5.1), per cui viene implementato lo schema circuitale riportato in Tavola 1. In figura 6.9 è riportato il montaggio della prova.

Nello schema vengono inizialmente poste in serie all’induttanza, delle resistenze limitatrici, per evitare di superare il limite di corrente del relè in caso di anomalie nel programma di comando, dopo aver effettuato le verifiche queste potranno essere tolte, come nella prova 2. Le resistenze hanno una potenza massima di 50W per cui la tensione massima a cui possono essere alimentate è:

$$V_{max} = \sqrt{50 * 3,9} = 13,96 V$$

Considerando il parallelo, la corrente limite per questa prova è di:

$$\frac{V_{max}}{R/2} = 7,16 A$$

Perciò la corrente di sgancio è stata impostata a 6 A ed essendo che la prova equivale a partire dalla condizione di cortocircuito, non è conveniente collegare direttamente l’alimentazione alla tensione massima, altrimenti l’interruttore scatterebbe immediatamente e non si potrebbe impostare correttamente la lettura dell’oscilloscopio. Perciò viene prima alimentato a tensione inferiore e successivamente la tensione viene aumentata fino a che la corrente circolante non superi la soglia impostata.

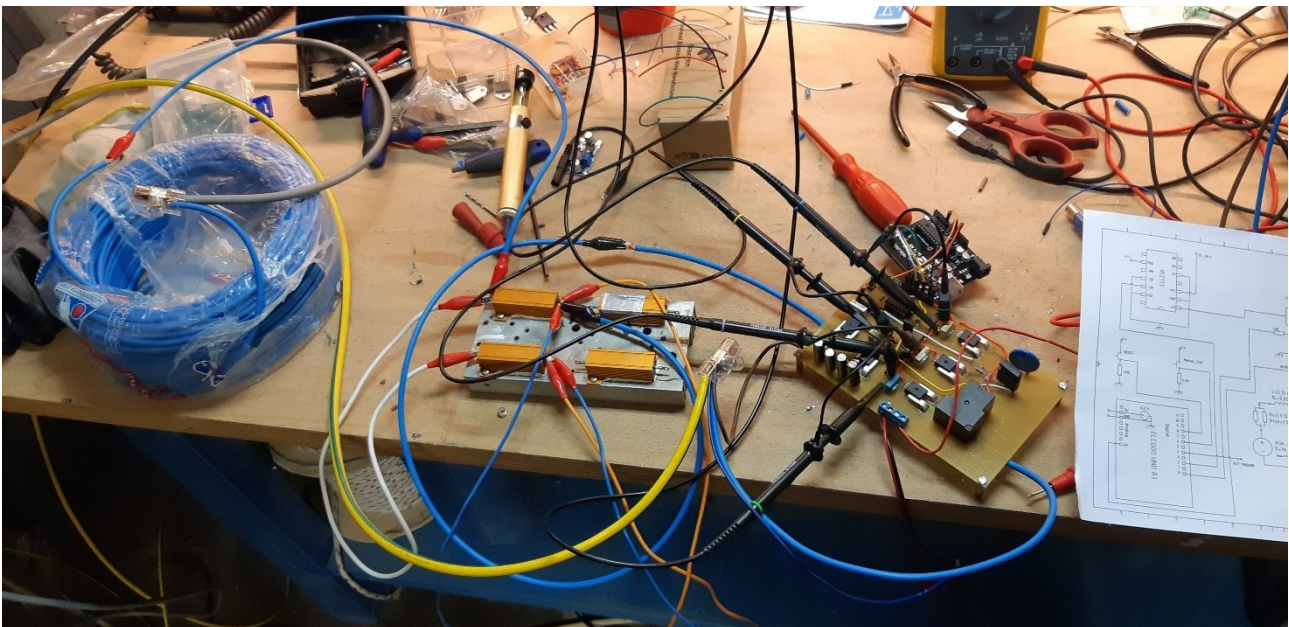
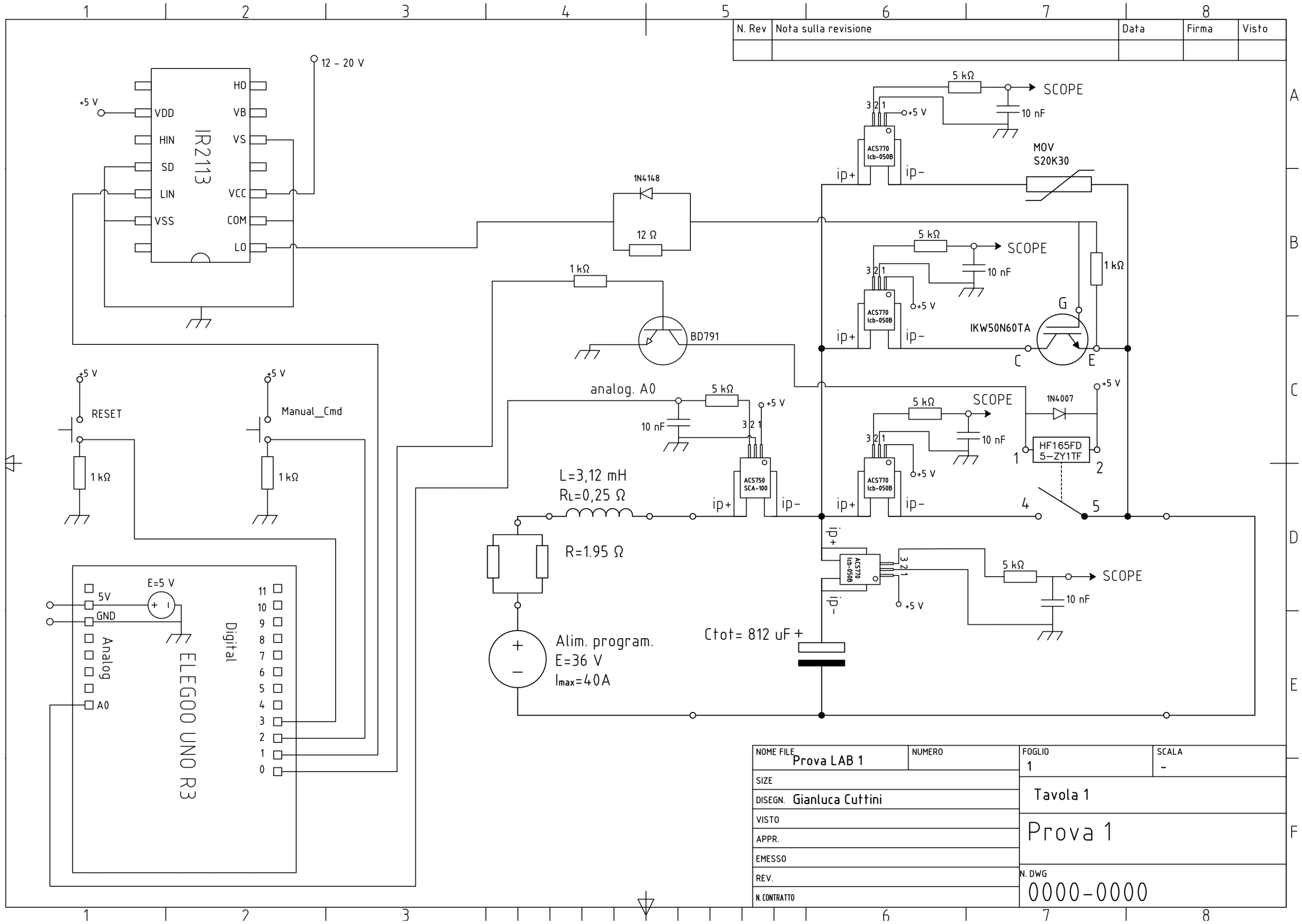


Figura 6.9

N. Rev	Nota sulla revisione	Data	Firma	Visto



NOME FILE	Prova LAB 1	NUMERO	FOGLIO	SCALA
SIZE			1	-
DISEGN.	Gianluca Cuttini		Tavola 1	
VISTO			Prova 1	
APPR.			N. DWG	
EMESSO			0000-0000	
REV.				
N. CONTRATTO				

6.2.2. Risultati

Vengono di seguito riportati i risultati ottenuti con la prova.

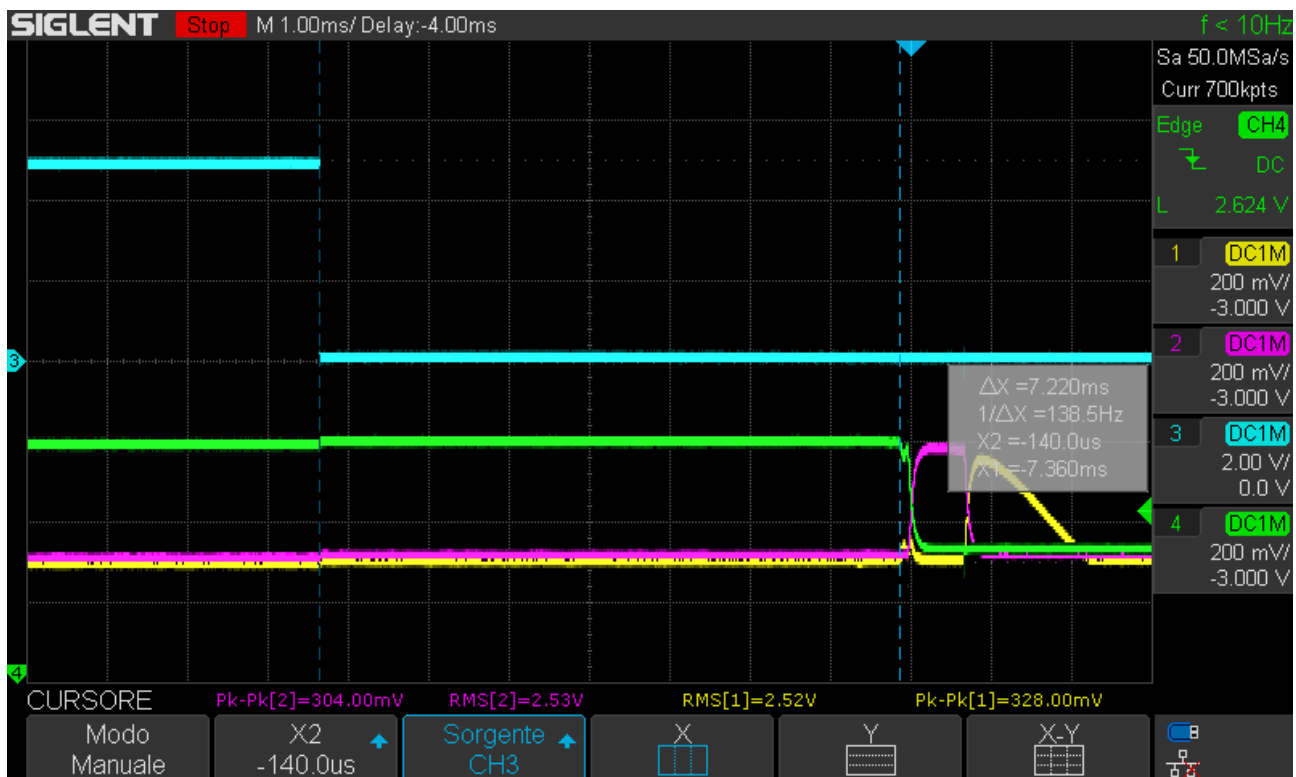


Figura 6.10

In figura 6.10 è evidenziato il ritardo tra il segnale di comando del relè e l'effettiva apertura della corrente.

$$t_{i,mis} = 7,22 \text{ ms}$$

Questo serve a capire quanto sia il ritardo T_i di apertura meccanica dei contatti, il quale è un aspetto fondamentale per le prestazioni del dispositivo in quanto determinerà la corrente di cut-off come visto in 2.1.2. Dopo il segnale di sgancio, in azzurro, il relè continua a condurre la corrente, curva verde, per 7,22 ms prima di commutare effettivamente la corrente sul ramo IGBT, curva rosa. Questo tempo di ritardo è effettivamente dovuto alle prestazioni del dispositivo meccanico che secondo il datasheet fornito dal costruttore dovrebbe aprire i contatti in un tempo massimo di 10 ms.

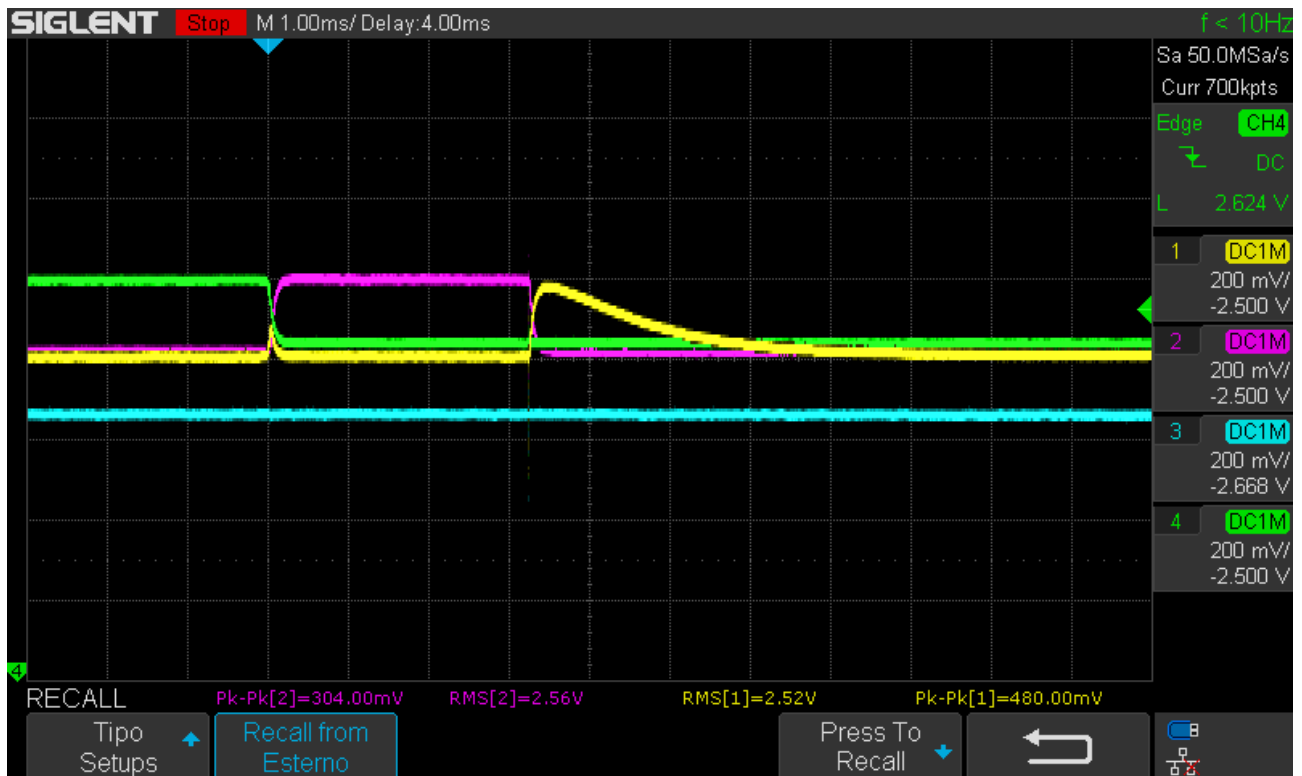


Figura 6.11

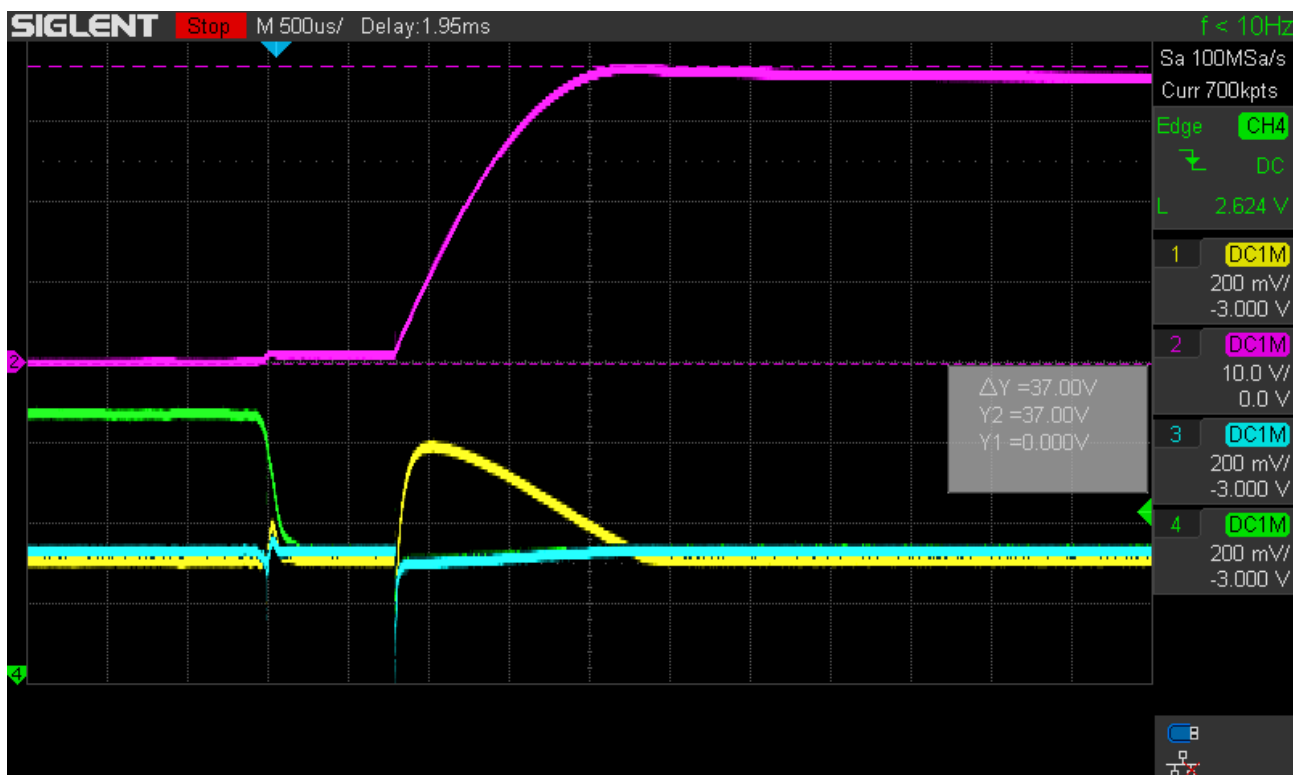


Figura 6.12

In figura 6.11 si vede effettivamente la distribuzione di corrente nei tre rami del dispositivo e nel ramo dei condensatori del filtro. Si vede la corrispondenza con le simulazioni per quanto riguarda la commutazione tra relè e IGBT, mentre nella fase di scarica si nota che il MOV non è entrato in

conduzione. Questo perché in questa prova iniziale è stata impostata una soglia di corrente bassa, circa di 6 A e non è stata raggiunta la tensione limite di conduzione del varistore.

È stato impostato un tempo di conduzione di 20 ms per l'IGBT, in modo tale che esso sia acceso, ma in stato di attesa durante la fase di apertura del relè e successivamente conduca per un tempo di circa 3 ms prima di interrompere la corrente. Questo è stato fatto con il solo scopo di visualizzare correttamente le curve e per evitare di spegnere l'IGBT prima che il relè abbia completamente aperto i contatti. In figura 6.12 invece il ritardo è stato ridotto in quanto si era a conoscenza del tempo di del relè; infatti, l'IGBT conduce il guasto per circa 1 ms.

In figura 6.12 è stata utilizzata la sonda che prima leggeva la corrente sull'IGBT (curva rosa) per misurare la tensione ai capi dei condensatori, e quindi anche dell'interruttore essendo in parallelo a causa del guasto a valle. Si vede chiaramente che la tensione inizialmente è nulla per via della condizione di cortocircuito, poi vi è la commutazione della corrente nel secondo ramo, e quindi la tensione si alza a circa 1 V, ovvero la caduta in conduzione dell'IGBT, e infine dopo la scarica dell'induttanza la tensione sui condensatori si attesta a 37 V, la quale non è sufficiente a portare in conduzione il varistore.

6.3.Prova 2

La seconda prova ha come obiettivo quello di simulare la variazione di carico dovuta al guasto e quindi verificare la risposta del sistema. Per fare ciò viene collegato un carico elettronico a valle del dispositivo, in cui in parallelo viene posto un contattore manuale che andrà a collegare la massa creando il guasto, come riportato in figura 6.14. La tensione di alimentazione in questo caso è stata limitata a 25 V ed è stato utilizzato un carico elettronico (figura 6.14) impostato per assorbire 2 A come corrente nominale. È stato corretto il tempo di accensione dell'IGBT per ridurre il tempo di conduzione effettivo della corrente di guasto, come riportato in figura 6.13.

```

}

if (guasto >= 1 && stato == true) {
    digitalWrite(4,HIGH);      //accensione IGBT
    digitalWrite(0,LOW);      //sgancio relè, fase di commutazione corrente dal relè all'IGBT
    delay(8.5);               //tempo di accensione dell'igbt
    digitalWrite(4,LOW);      //spegnimento IGBT, evoluzione libera, scarica L
    stato= false;
}
}

```

Figura 6.13

Vengono effettuate diverse prove a tensioni crescenti per testare la funzionalità del sistema, partendo da 10 V e salendo di 5 V fino ad arrivare a 36 V, per simulare la tensione di 3600 V della sse reale. Successivamente sono riportati i risultati più rilevanti.

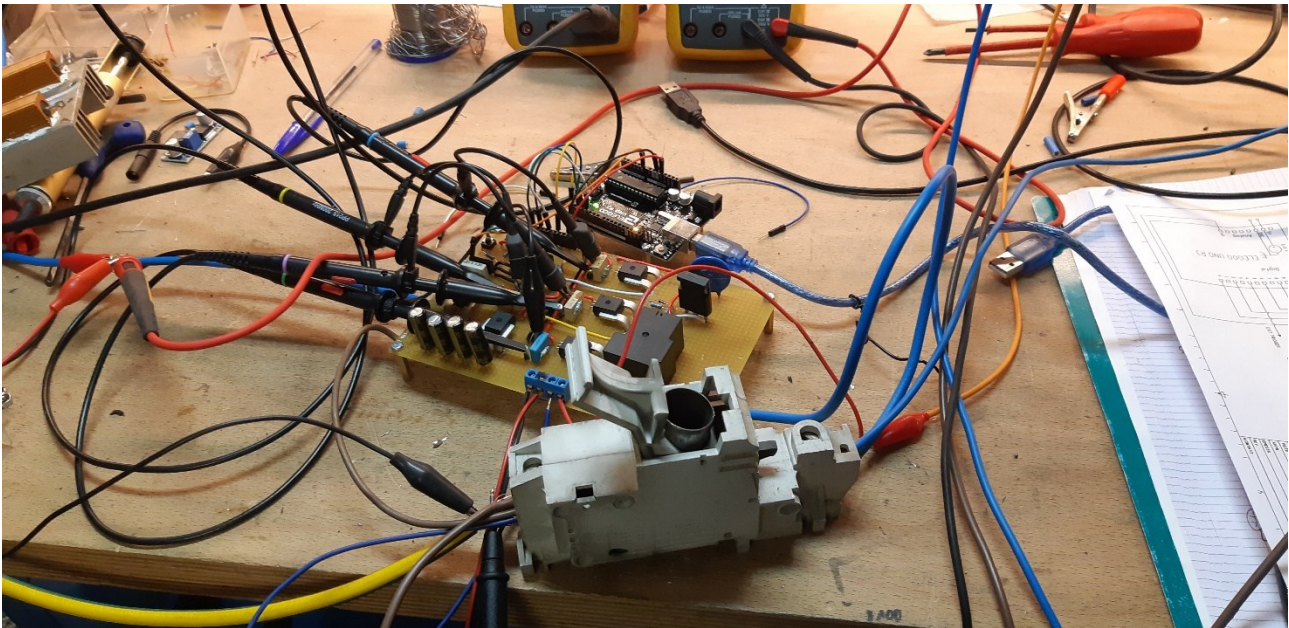


Figura 6.14

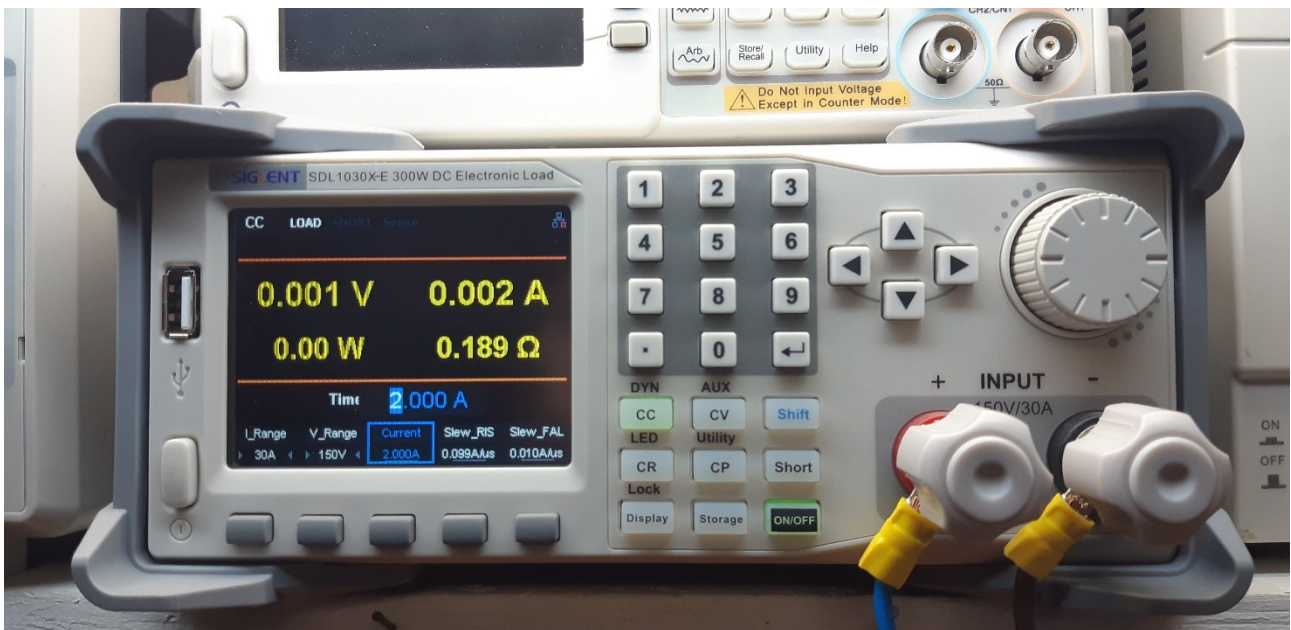
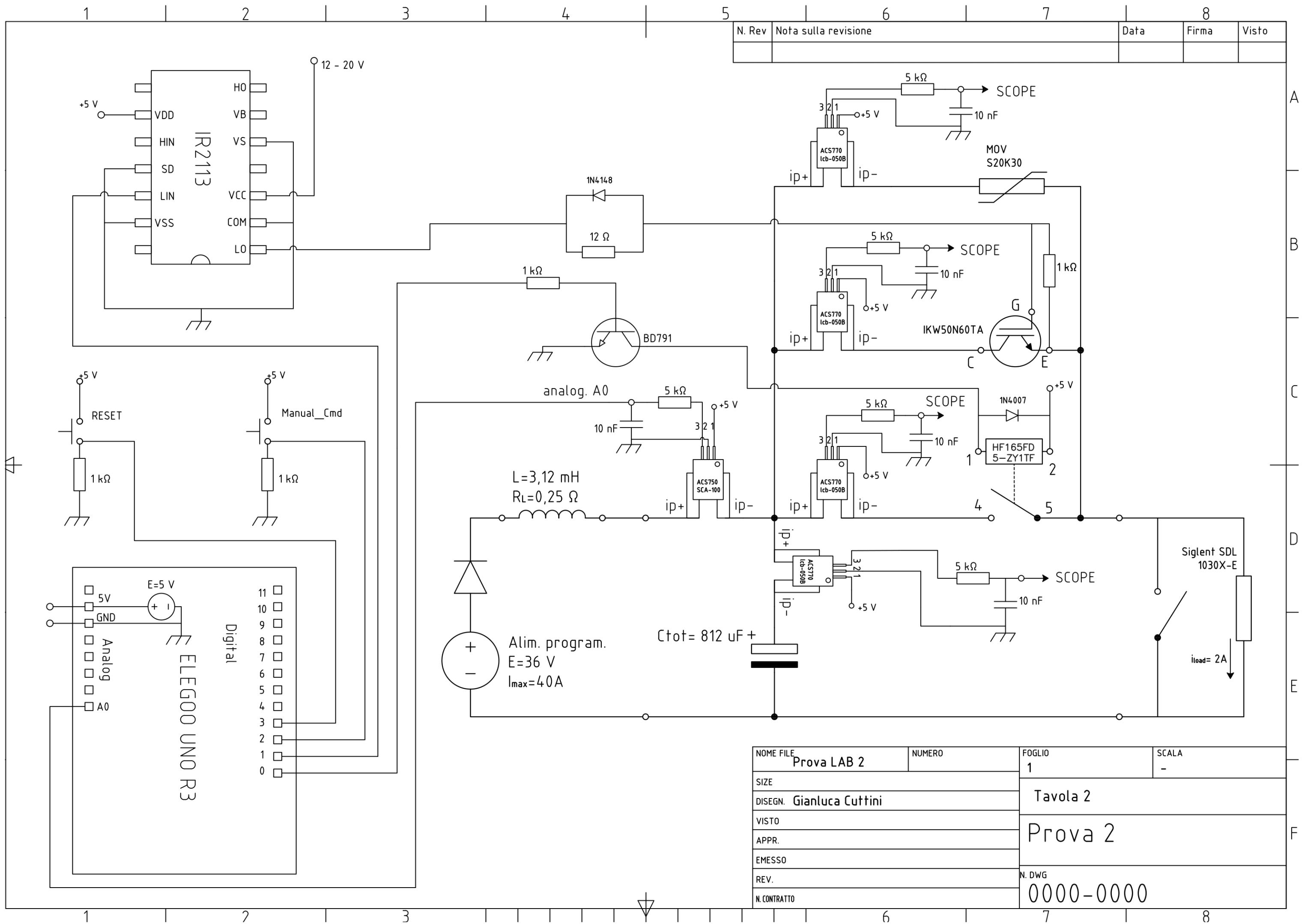


Figura 6.15 Carico elettronico Siglent SDL 1030X-E

N. Rev	Nota sulla revisione	Data	Firma	Visto



NOME FILE	NUMERO	FOGLIO	SCALA
Prova LAB 2		1	-
SIZE	Tavola 2		
DISEGN.	Prova 2		
VISTO			
APPR.			
EMESSO			
REV.			
N. CONTRATTO	N. DWG		
	0000-0000		

6.2.4. Risultati

In figura 6.16 è riportata la prova effettuata ad una tensione di 20 V.

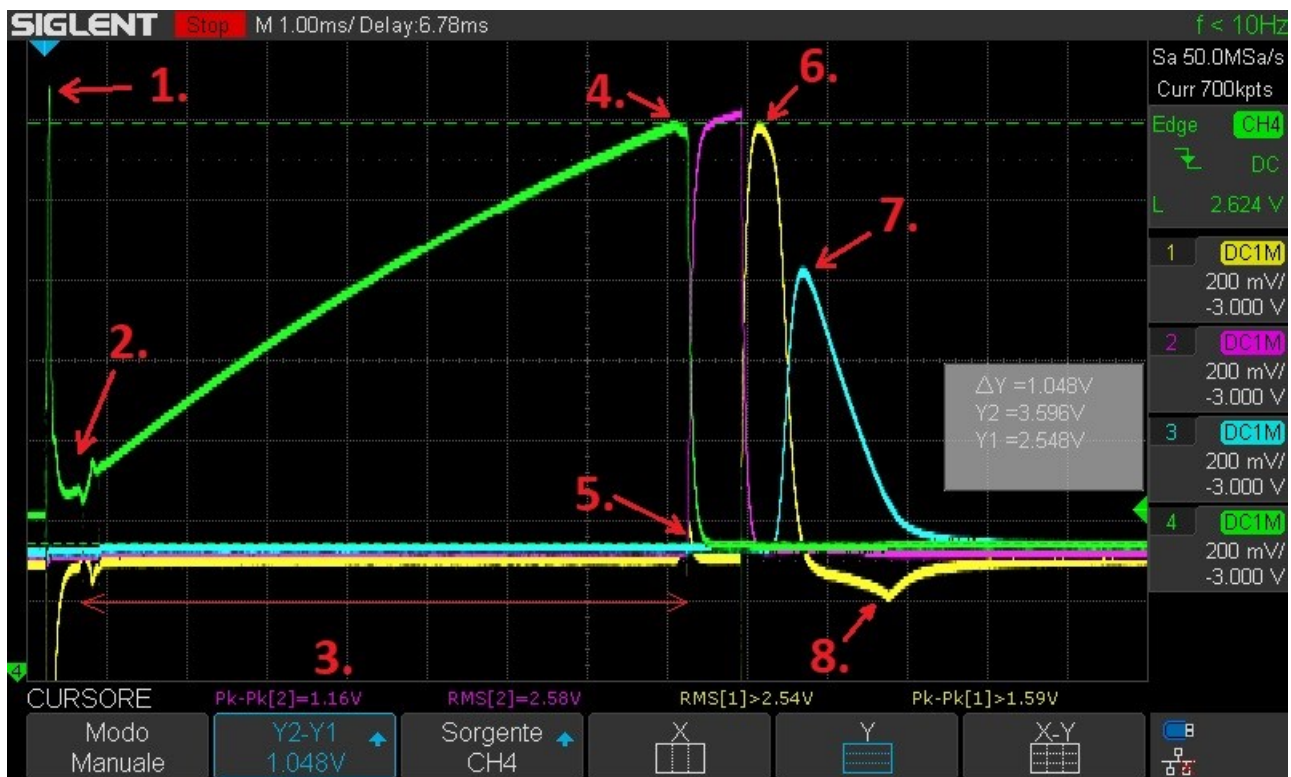


Figura 6.16

Dalla figura si possono identificare:

1. Il picco di scarica dei condensatori sul circuito di guasto. Questo picco corrisponde a quello della figura 5.12 (Simulazione 2), in cui si ha la scarica RC nella maglia di guasto, la quale avendo una resistenza di basso valore, causa un impulso di corrente di valore elevato, ma fa anche in modo che i condensatori si scarichino rapidamente prima che i contatti comincino ad aprirsi.
2. Il trigger dello sganciatore a circa 4 A, in cui si nota una piccola oscillazione, dovuta alla realizzazione del guasto tramite contattore meccanico; perciò, è inevitabile la presenza di disturbi nella fase iniziale, che indicano la formazione di archi elettrici prima della chiusura effettiva del cortocircuito. Lo sganciatore non dà il segnale quando avviene il primo picco per via del ritardo nella misurazione della sonda collegata al pin analogico del microcontrollore.
3. Il ritardo meccanico di apertura T_i pari a 7,22 ms del relè, come già misurato nella prova 1. Anche in questo punto si evidenziano le limitazioni del dispositivo meccanico utilizzato, che prima di effettuare la commutazione effettiva al ramo statico, esso lascia crescere la corrente per un tempo T_i molto elevato. Anche questo aspetto non è migliorabile se non con una sostituzione con un altro dispositivo.
4. La corrente di cut-off pari a

$$I_{cut-off} = 26 A$$

($\Delta Y/Sens=1048 \text{ mV}/40\text{mV}$). Il ritardo meccanico del punto 3 Causa un'elevata corrente di cut-off, la quale va anche oltre il limite di interruzione dichiarato dal costruttore pari a 15 A. Tuttavia, proprio grazie alla configurazione ibrida dell'interruttore è possibile superare questa soglia in quanto l'arco elettrico tra i contatti tende ad estinguersi durante la commutazione al ramo statico, che poi andrà effettivamente ad intervenire sul circuito.

5. La fase di commutazione tra il relè e l'IGBT. Nell'istante indicato nel grafico si ha la fase di commutazione di corrente tra i due rami in parallelo, durante la quale si nota inoltre un contributo di carica del condensatore, che va a smorzare gli effetti induttivi tra le due maglie.
6. La scarica di una parte dell'energia induttiva sui condensatori. I condensatori, dopo il picco iniziale visto al punto 1. Sono completamente scarichi e quindi dopo lo spegnimento dell'IGBT sono il primo componente ad assorbire l'energia accumulata nell'induttanza.
7. La scarica della restante energia sul MOV. Una volta raggiunto il picco di corrente sui condensatori, essi hanno una tensione tale da innescare la conduzione del MOV e dunque provocare la commutazione di corrente anche in questi due rami.
8. Una ulteriore scarica di energia da parte dei condensatori che verrà analizzata successivamente dalla figura 6.25.

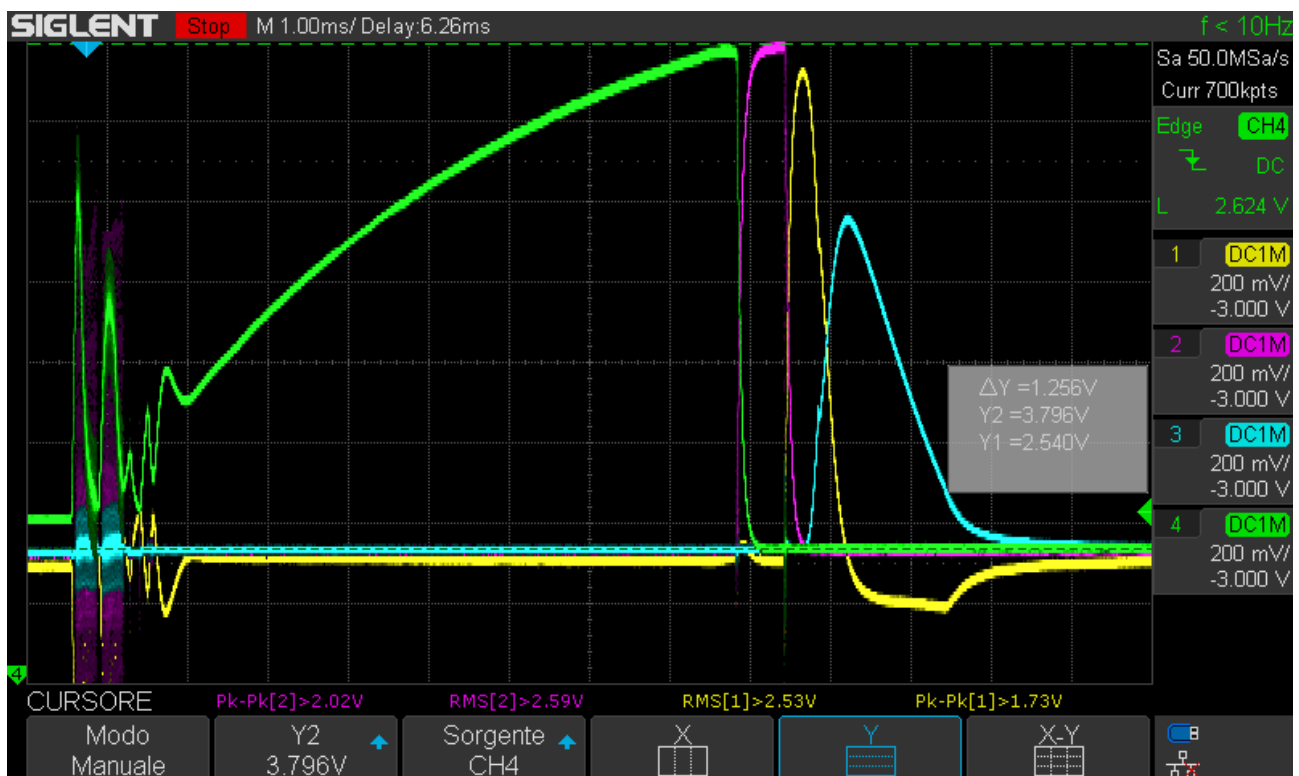


Figura 6.17

In figura 6.17 è riportata la prova a 25V in cui si cominciano a notare notevoli oscillazioni iniziali, dovuti principalmente al transitorio di scarica dei condensatori e alla chiusura del contattore di cortocircuito. Si notano inoltre dei disturbi nei trasduttori di corrente dei rami adiacenti (rosa e

azzurro) in quanto una di/dt così elevata provoca un rumore nel sensore ad effetto Hall del trasduttore.

La corrente di cut off misurata è:

$$I_{cut-off,25} = 31,4 \text{ A}$$

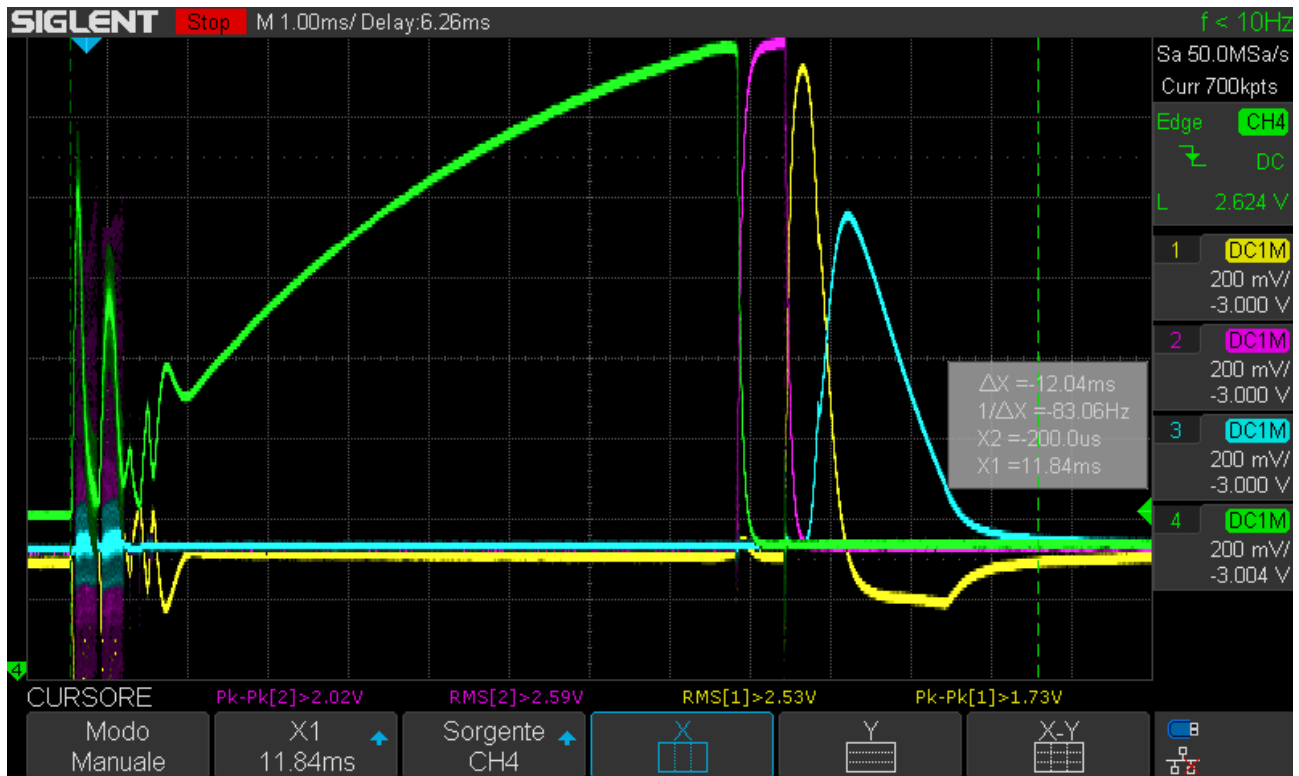


Figura 6.18

In figura 6.18 si evidenzia il tempo totale di interruzione della prova a 25V

$$t_1 = 12,04 \text{ ms}$$

Il quale è l'indicatore principale della prestazione del dispositivo di interruzione. Questo valore è influenzato principalmente dall'induttanza del circuito di guasto, che in questo caso è fissata; perciò, anche nelle altre prove non cambierà.

In figura 6.19 e 6.20 è stata effettuata la prova a 30 V, si nota che il tempo totale di estinzione non è cambiato anche se la corrente di cut-off è arrivata a

$$I_{cut-off,30} = 36,75 \text{ A}$$

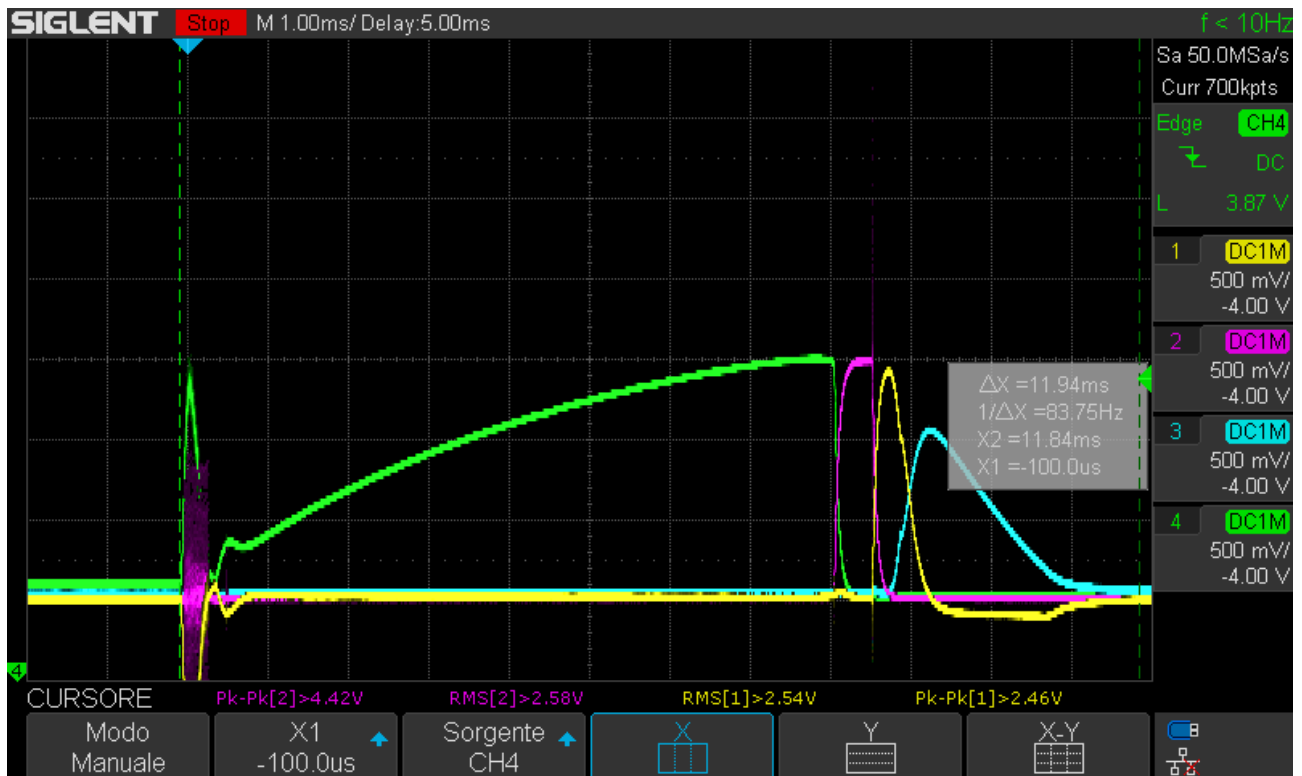


Figura 6.19

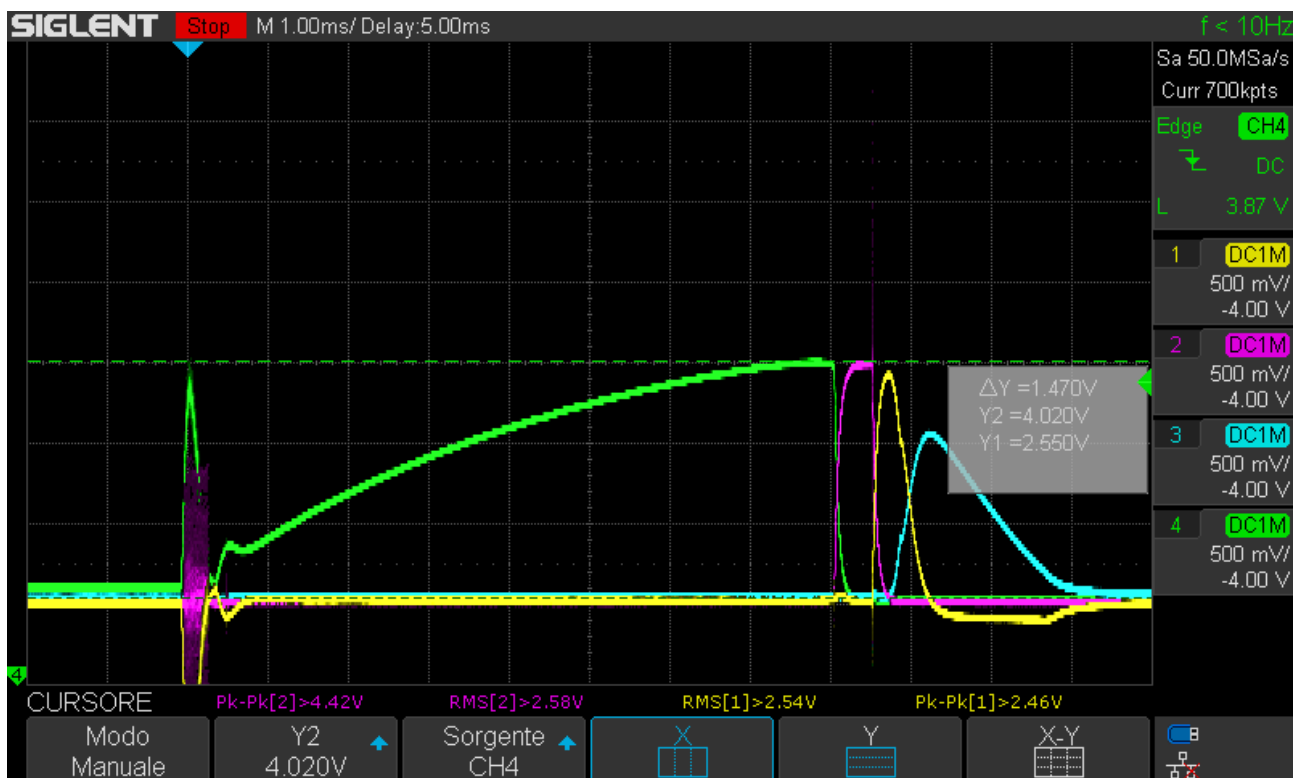


Figura 6.20

Infine, è stata raggiunta la tensione nominale di 36 V, i risultati sono riportati in figura 6.21 e 6.22. Nei risultati riportati è stato aumentato il carico a 3 A e la soglia di taratura I_d a 5 A.

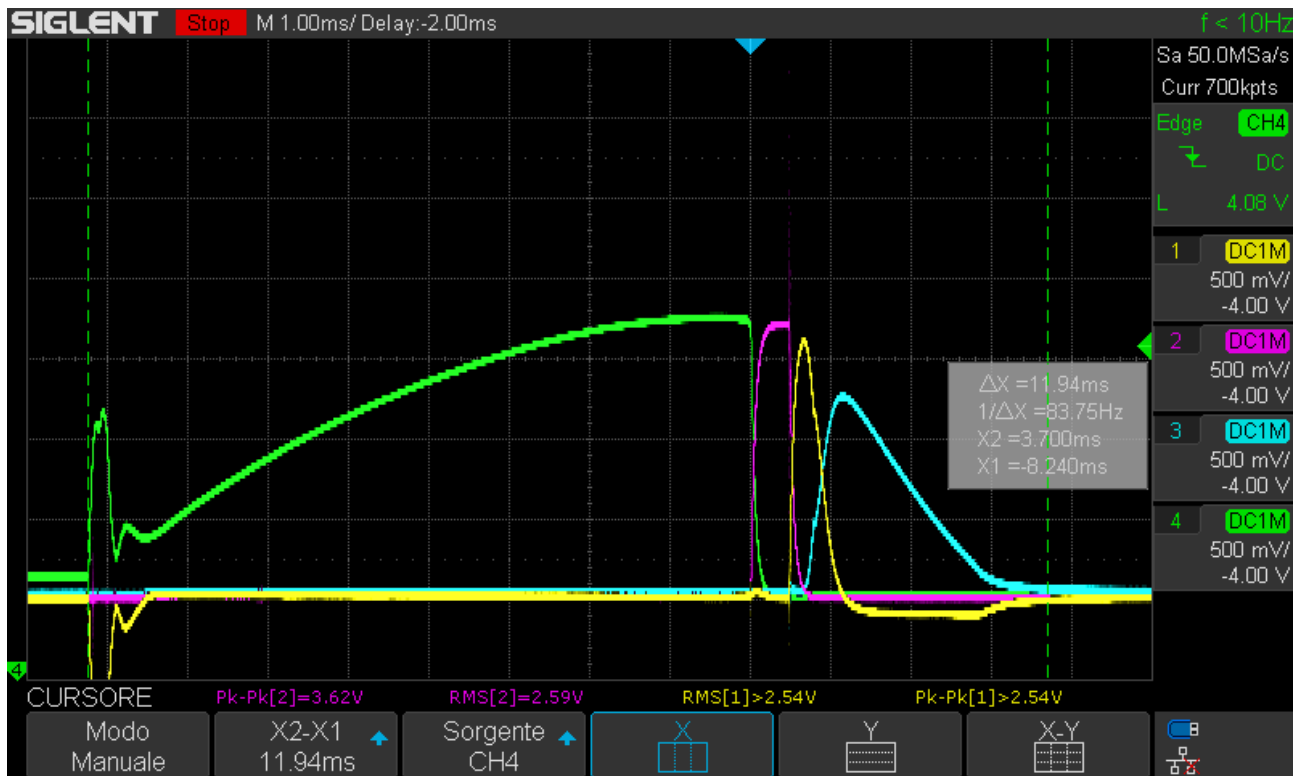


Figura 6.21

Dalla 6.21 si nota che il tempo totale di interruzione non è cambiato come ci si aspettava dalle considerazioni precedenti.

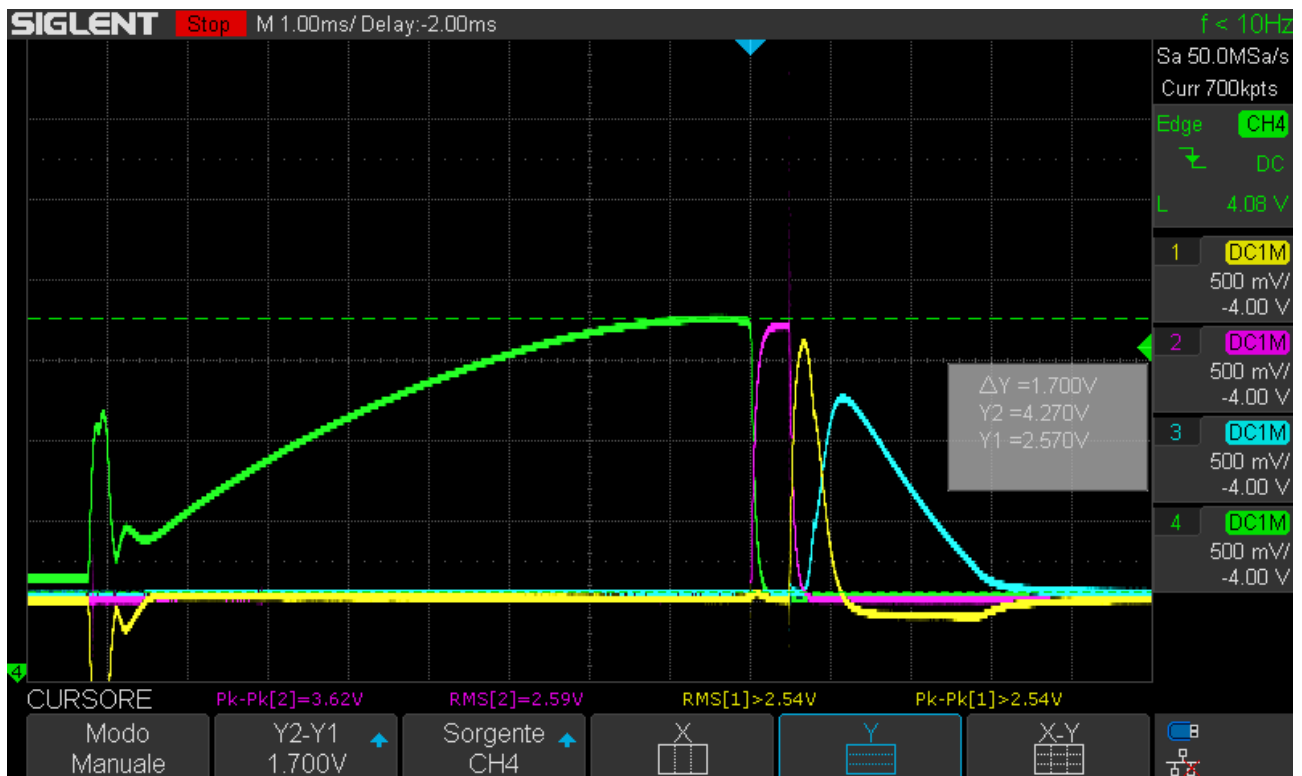


Figura 6.22

La corrente di cut off registrata in questa prova è di:

$$I_{cut-off,36} = 42,5 A$$

A questo punto ci si è resi conto di un errore commesso nella saldatura dei condensatori che causava un pessimo contatto di due su quattro condensatori; perciò, è da considerare che l'effetto snubber dei condensatori nelle prove precedenti è stato limitato e il varistore ha raggiunto prima la tensione di conduzione. Nelle figure successive vengono riportati i risultati corretti in cui si nota una maggior influenza del banco di condensatori, come effettivamente stimato dalle simulazioni [La scala dei tempi in fig 6.23 e 6.24 è di 2ms anziché 1ms come le figure precedenti].

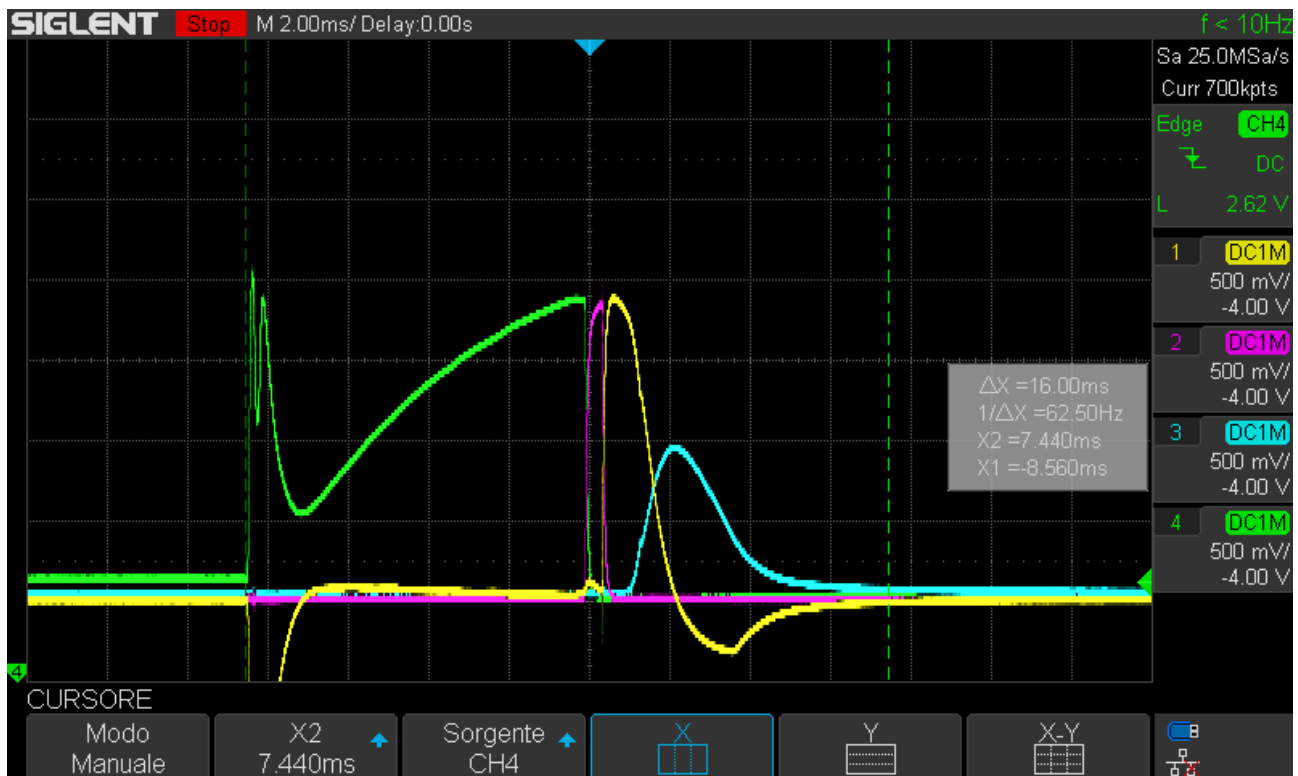


Figura 6.23

Per questo motivo si evidenzia un picco molto più elevato nella scarica iniziale dei condensatori, che se prima (fig.6.21) era di circa 30 A ora in figura 6.23 si vede che raggiunge i 52 A. Inoltre, il tempo totale di estinzione risulta aumentato e non vi sono molti disturbi iniziali nella fase di scarica, per cui è possibile imputare in parte anche a questo fattore la causa dei precedenti disturbi.

La corrente di cut off misurata in figura 6.24 è:

$$I_{cut-off,ok} = 46,75 A$$

Inoltre, analizzando la tensione (fig. 6.25) ai capi dei condensatori, si evidenzia come il varistore entra in conduzione solo quando la tensione ai suoi capi raggiunge i 53,5 V (misurati), che corrisponde ai dati dichiarati nel datasheet del costruttore. Il varistore, dunque, assorbe l'energia restante dell'induttanza e quella immagazzinata inizialmente dai condensatori, i quali mostrano la corrente negativa evidenziata in tutte le prove effettuate (8.). Inoltre, si nota che la tensione residua del banco di condensatori alla fine dell'interruzione è di circa 53,5 V, questo indica che

l'energia induttiva accumulata non si è completamente scaricata nel varistore e quindi alla richiusura dell'interruttore si avrà una in-rush-current di inserzione.

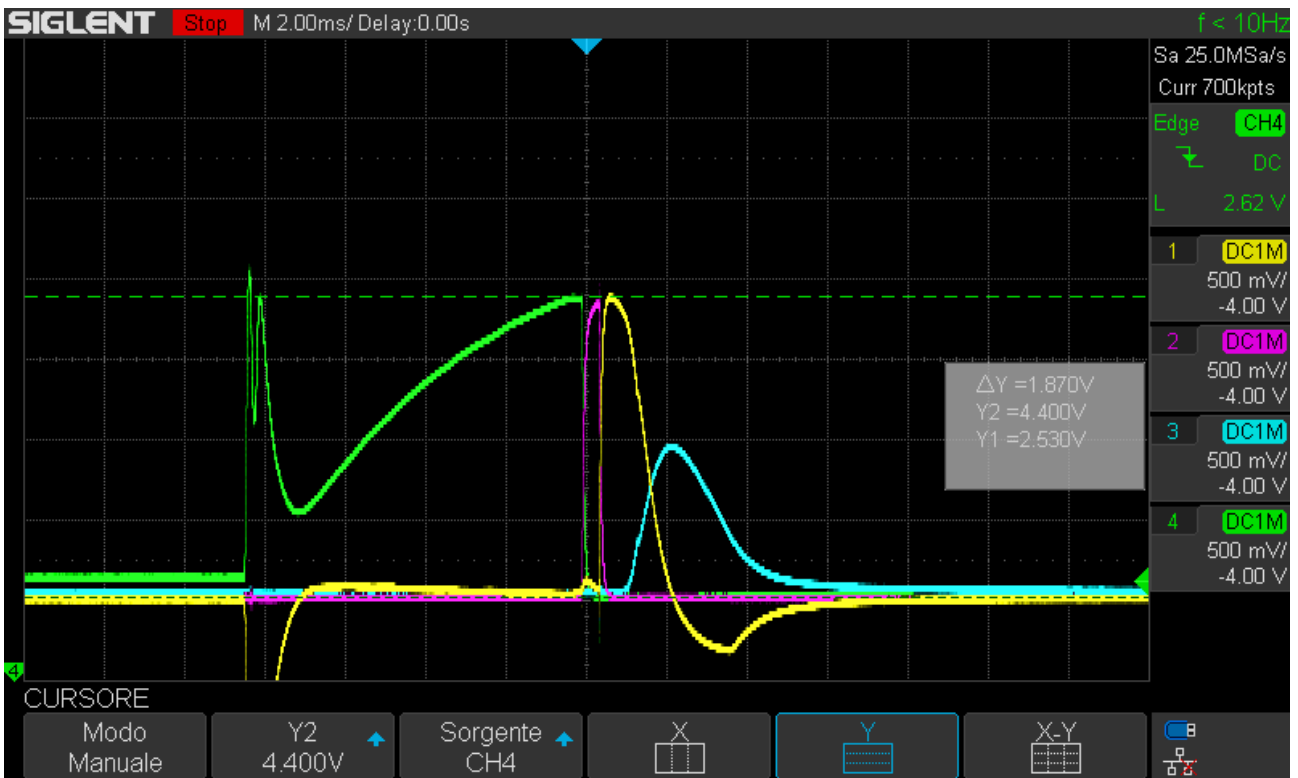


Figura 6.24

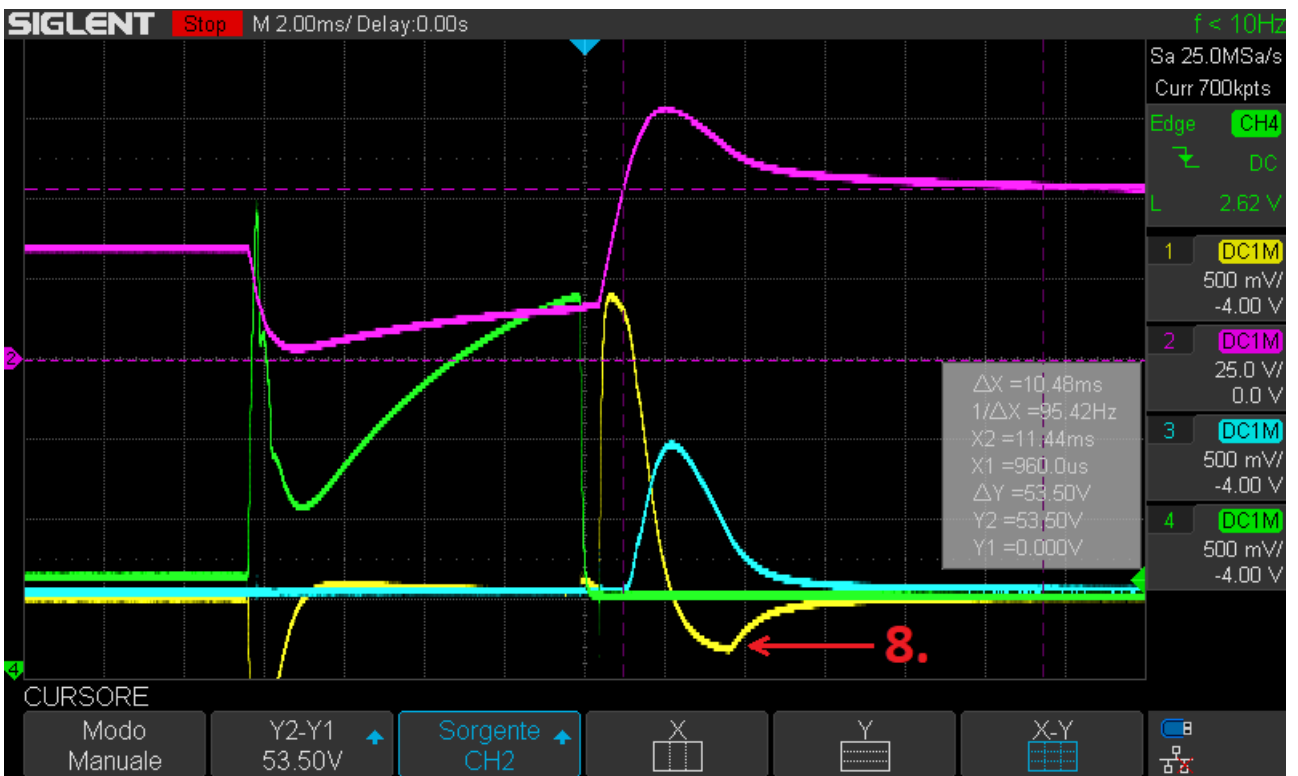


Figura 6.25

7. Conclusioni

In questo studio si è cercato di comprendere punti di forza e limitazioni della tecnologia ibrida, tenendo sempre conto della fattibilità tecnico economica delle scelte effettuate. Confrontando le diverse tipologie si può dire che l'interruttore meccanico tradizionale risulta sempre una scelta affidabile, in quanto anche la sua manutenzione è parte di una tecnologia consolidata, anche se ha delle limitazioni riguardanti soprattutto la dipendenza della buona riuscita dell'interruzione dal valore della corrente da interrompere; che per i guasti lontani dalla sse può risultare problematico e lento. L'interruttore statico d'altro canto è ciò che più si avvicina alle caratteristiche di un interruttore ideale: istantaneo, scalabile, senza archi elettrici; tuttavia ancora oggi le tecnologie dei semiconduttori che permettono di ridurre al minimo le perdite in conduzione, al Carburo di Silicio per esempio, sono molto costose e di taglie molto piccole rispetto a quelle necessarie nella trazione elettrica, rendendo indispensabile l'uso di molti rami di parallelo che possono complicare e rendere inaffidabile l'interruttore. L'interruttore ibrido quindi cerca di unire le due tecnologie precedenti per mitigarne gli svantaggi, ottenendo un interruttore che ha comunque un arco elettrico durante il suo transitorio di interruzione, ma questa volta risulta limitato ad una bassissima tensione rispetto a quello dell'extrarapido, proprio grazie alla conduzione in parallelo del ramo statico; poi il fatto che il componente statico venga acceso solamente in fase di interruzione rende accessibile questa tecnologia a diversi tipi di componenti più facilmente reperibili ed economici come ad esempio gli IGCT considerati in questa tesi, dato che si basano sulla tecnologia a tiristori a gate commutabile.

Dalle prove di laboratorio è emerso che nonostante il relè fosse in grado di aprire solo correnti fino a 15 A, si è invece raggiunta una corrente di cut-off di 46,75 A. Questo grazie alla presenza dell'IGBT ha effettivamente interrotto quella corrente che altrimenti il solo dispositivo meccanico non sarebbe stato in grado di sostenere. Per cui è possibile affermare che con questa tecnologia sia fattibile dimensionare i contatti meccanici per correnti inferiori, rendendoli più leggeri e più veloci nell'apertura. Inoltre, come già ipotizzato nella fase di progettazione non è stato necessario alcun raffreddamento dell'IGBT in quanto questo conduceva la corrente per un brevissimo tempo e non raggiungeva mai la stabilità termica.

L'applicabilità dell'interruttore ibrido in trazione elettrica è incentivata dalla presenza del banco di condensatori del filtro LC del raddrizzatore a diodi, il quale garantisce uno smorzamento dell'energia induttiva insieme allo scaricatore di sovratensione, come visto nelle simulazioni e nelle prove di laboratorio. D'altro canto, comporta una tensione residua ai capi del banco che supera anche il valore della tensione di alimentazione. Questo fenomeno andrebbe verificato anche per il caso dell'extrarapido tradizionale. Per risolvere questo problema si potrebbero studiare dei circuiti dedicati che siano in grado di scaricare il banco di condensatori alla fine del transitorio di interruzione, ma che non precludano la funzione principale da filtro, la quale è la funzione di origine del banco di condensatori e non può essere modificata.

In futuro questa tecnologia potrebbe essere applicata anche nel caso di convertitori statici controllati nella sottostazione, rendendo possibile una selettività di protezione lato corrente continua che ad oggi è assente.

8. Bibliografia

- [1] ABB, «Quaderno di Applicazioni Tecniche n.24 - Applicazioni della Corrente Continua in Media Tensione».
- [2] CEI-EN, CEI EN 50123-1 Applicazioni ferroviarie, tranviarie, filoviarie e metropolitane - Impianti fissi - Generalità.
- [3] E. Tentin e F. Guarda, Guasti di Cortocircuito nei Sistemi di Trazione a Corrente Continua, a.a. 2005/2006.
- [4] RFI, «extrarapido interruttore RFI DMA IM LA SP IFS 364 A».
- [5] D. Tambuchi, L'interruzione della corrente ed il fenomeno dell'arco elettrico, 2006.
- [6] Hitachi - ABB, Asymmetric Integrated Gate Commutated Thyristor - 5SHY 65L4521.
- [7] J. Magnusson, On the design of hybrid DC-breakers consisting of a mechanical switch and semiconductor devices, 2015.
- [8] C. EN, CEI EN 50122 - Applicazioni ferroviarie, tranviarie, filoviarie e metropolitane - Impianti fissi - Sicurezza elettrica, messa a terra e circuito di ritorno - Parte 1: Provvedimenti di protezione contro lo shock elettrico.
- [9] RFI, Specifica Tecnica - RFI TC TE SSE 75, ed. 2002.
- [10] E. Marcazzan, «Studio e Progettazione di un intervento di rinnovo tecnologico di sottostazione elettrica ferroviaria di conversione,» 2020.
- [11] M. Al-Dweikat, J. Cui, S. Sun, M. Yang, G. Zhang e Y. Geng, «A Review on Thomson Coil Actuators in Fast Mechanical Switching,» 2022.
- [12] DEHNtrack, Scaricatori di sovratensione per linee in corrente continua mod. DTR 4.8 10 3 (990 304).
- [13] S. Xiaoqing, . P. Chang e A. Q. Huang, «A Medium-Voltage Hybrid DC Circuit Breaker,Part I: Solid-State Main Breaker Based on 15 kV SiC Emitter Turn-OFF Thyristor,» 2017.
- [14] Infineon, *IHV-B 3300 V, 2400 A, single-switch IGBT Module - FZ2400R33HE4*.
- [15] H. ABB, Asymmetric Integrated Gate Commutated Thyristor 5SHY 65L4521.
- [16] Y. Zhang, U. Raheja, R. Rodrigues e P. Cairoli, «Experimental Validation of Parallel Connection of RB-IGCTs for High Efficiency Solid State Circuit Breaker,» 2020.
- [17] M. H. Rashid, Eletttronica di Potenza - Applicazioni - terza edizione, 2011.
- [18] HongFa, *HF165FD Miniature Power Relay*.

- [19] Infineon, *IKW50N60TA - Low Loss DuoPack : IGBT in TRENCHSTOP™ and Fieldstop technology with soft,fast recovery anti-parallel Emitter Controlled HE diode.*
- [20] Epcos, *SIOV Metal Oxide Varistors - Series S05, S07, S10, S14, S20, 2007.*
- [21] Allegro Microsystems, *ACS770xCB - Thermally Enhanced, Fully Integrated, Hall-Effect-Based High-Precision Linear Current Sensor IC with 100 $\mu\Omega$ Current Conductor.*
- [22] Allegro Microsystems, *Current Sensor: ACS750xCA-100.*
- [23] International Rectifiers, *IR2110(S)PbF/IR2113(S)PbF - HIGH AND LOW SIDE DRIVER.*
- [24] Motorola, *BD791 - NPN Plastic Silicon Power Transistor.*
- [25] Elegoo, «Elegoo UNO R3 Board,» [Online]. Available: <http://www.elegoo.com>.
- [26] J. J. Lowke, «Simple theory of free- burning arcs,» vol. Phys. D:Appl. Phys 12 1873, 1979.
- [27] «Experimental results from a Thomson-coil actuator for a vacuum interrupter in an HVDC breaker - Baudoin - 2019 - The Journal of Engineering - Wiley Online Library,» [Online].