

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria dei Processi Industriali

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Elettrica

Dipartimento di Elettrotecnica



OTTIMIZZAZIONE DEI PROFILI DI TENSIONE NELLE
LINEE DI TRAZIONE ELETTRICA TRAMITE
SOTTOSTAZIONI REVERSIBILI

Relatore: Ing. Morris Brenna

Tesi di Laurea Specialistica di:
Andrea Lezzi Matr. 801750
Fabrizio Rossetti Matr. 804482

ANNO ACCADEMICO 2013 - 2014

INDICE

ABSTRACT	10
1 FRENATURA ELETTRICA RIGENERATIVA	12
1.1 IMPATTO DELLA FRENATURA CON RECUPERO SULL'EFFICIENZA DELLA TRAZIONE	12
1.2 AZIONAMENTO TRIFASE ASINCRONO E FRENATURA ELETTRICA	14
1.3 PROBLEMATICHE DELLA FRENATURA RIGENERATIVA.....	19
1.4 SOVRATENSIONE DOVUTA AL FALLIMENTO DELLA COMMUTAZIONE IN FRENATA	21
1.5 SOVRATENSIONI IN CONDIZIONI DI FUNZIONAMENTO NORMALE.....	25
1.6 CONCLUSIONI.....	28
2 SISTEMI DI ACCUMULO PER LA TRAZIONE FERROVIARIA	29
2.1 INTRODUZIONE	29
2.2 I SUPER-CONDENSATORI	31
2.3 LE BATTERIE	35
2.4 CONSIDERAZIONI FINALI	38
2.5 SOLUZIONI IMPIANTISTICHE.....	40
2.5.1 <i>Applicazione con accumuli on-board</i>	40
2.5.2 <i>Analisi su diverse tecnologie on-board</i>	44
2.5.3 <i>Sviluppo e ricerca dei diversi accumuli on-board</i>	45
2.5.4 <i>Applicazioni con SSE stazionarie di solo accumulo: ESSs</i>	46
2.5.5 <i>Analisi delle diverse tecnologie di accumulo stazionario lungo linea</i>	50
2.5.6 <i>Ricerca e sviluppo delle SSE stazionarie</i>	51
2.5.7 <i>Applicazioni con stazioni reversibili</i>	52
2.5.8 <i>Analisi delle stazioni reversibili</i>	53
2.6 CONSIDERAZIONI FINALI SULLE SOLUZIONI IMPIANTISTICHE	55
2.7 CALCOLO DELLE CADUTE DI TENSIONE E RENDIMENTI IN UN SISTEMA IN C.C.	58
2.8 VARIAZIONI DI TENSIONE NEI DIVERSI SISTEMI DI ALIMENTAZIONE	60
2.9 CONSIDERAZIONI ENERGETICHE SULL'ENERGIA RECUPERATA	63
2.10 CALCOLO DELL'ENERGIA RECUPERATA E DELLE CADUTE DI TENSIONE	68
2.10.1 <i>Treno TAF</i>	68
2.10.2 <i>LRV</i>	73
2.10.3 <i>Metropolitana</i>	77
2.10.4 <i>ETR</i>	81
2.11 CONFRONTO DEI RISULTATI	84
3 SOTTOSTAZIONI DI CONVERSIONE DELL'ENERGIA	86
3.1 INTRODUZIONE	86
3.2 SCHEMI DI CONNESSIONE ALLE RETI MT.....	88
3.3 CARATTERISTICHE IMPIANTO DI TERRA.....	93
3.4 DIMENSIONAMENTO IMPIANTO TERRA	94
3.5 CARATTERISTICHE DEI COMPONENTI ELETTRICI E CRITERI GENERALI	99
3.6 COORDINAMENTO SELETTIVO DELLE PROTEZIONI	100
3.7 PUNTI DI CONNESSIONE MULTIPLI E ALIMENTAZIONI DI EMERGENZA	103
3.8 STRUTTURA DELLE SSE.....	105

3.9	CONVERSIONE DELL'ENERGIA ELETTRICA	110
3.10	CONVERSIONE CON INVERTER.....	111
3.11	INVERTER TRIFASE	118
3.12	INVERTER FUNZIONANTE DA RADDRIZZATORE	123
3.13	TRASFORMATORE DI GRUPPO.....	125
3.14	ANALISI SUI CONVERTITORI: DISPOSITIVO DI POTENZA A SEMICONDUTTORE IGBT	127
3.15	ESEMPI DI APPLICAZIONI CON CONVERTITORI REVERSIBILI	132
3.15.1	<i>HVDC light</i>	133
3.15.2	<i>Alimentazione 15kv 16²/₃ Hz</i>	137
3.15.3	<i>Stazioni di confine</i>	140
4	SIMULAZIONI	146
4.1	VALUTAZIONI SULLA REGOLAZIONE DELLE SOTTOSTAZIONI	146
4.2	REGOLAZIONE DELLA TENSIONE	146
4.3	REGOLAZIONE DEL CARICO DELLE SOTTOSTAZIONI.....	146
4.4	POSSIBILITÀ DI SCAMBIARE ENERGIA CON LA RETE.....	147
4.5	REGOLAZIONE DELLA TENSIONE	147
4.6	VARIAZIONE DEL CARICO NEL TEMPO	148
4.7	CONSIDERAZIONI ANALITICHE SULLA FUNZIONE PERDITA IN LINEA: P_p	150
4.8	ANALISI DEI DATI E ANDAMENTO DELLA FUNZIONE PERDITA IN LINEA	152
4.9	BILANCIAMENTO DEL CARICO DI SOTTOSTAZIONI ADIACENTI	163
4.10	OTTIMIZZAZIONE DELLE FUNZIONI DI FITNESS.....	165
4.11	CONSIDERAZIONI SULLA FUNZIONE $S(x, \Delta v)$	166
4.12	CONSIDERAZIONI SULLA FUNZIONE $M(x, \Delta v)$	180
4.13	CONFRONTO TRA I RISULTATI OTTENUTI.....	193
4.14	VARIAZIONE DELLA DISTANZA TRA LE SSE	195
4.15	ASSORBIMENTO CON BINARIO PARI E DISPARI	199
4.16	CALCOLO DELL'ENERGIA	201
4.17	CONSIDERAZIONI DI CARATTERE ENERGETICO SULLA FUNZIONE $S(\Delta v)$	201
4.18	CONSIDERAZIONI DI CARATTERE ENERGETICO SULLA FUNZIONE $M(\Delta v)$	209
4.19	CONTROLLO CON Δv VARIABILE CON LA POSIZIONE DEL TRENO.....	213
4.20	CONSIDERAZIONI DI CARATTERE ENERGETICO.....	215
4.21	CONFRONTO TRA LE DIVERSE LOGICHE DI REGOLAZIONE	216
4.22	ALIMENTAZIONE CON UNA SOTTOSTAZIONE REVERSIBILE E UNA A DIODI.....	217
4.23	CONSIDERAZIONI PRELIMINARI: ALIMENTAZIONE CON BINARIO PARI.....	220
4.24	CONSIDERAZIONI PRELIMINARI: ALIMENTAZIONE CON BINARIO DISPARI.....	228
4.25	CALCOLO DEL Δv OTTIMO CON SOTTOSTAZIONE A DIODI.....	236
4.26	CALCOLO DEL Δv OTTIMO: ALIMENTAZIONE BINARIO DISPARI	239
4.27	CALCOLO DEL Δv OTTIMO: ALIMENTAZIONE BINARIO PARI.....	242
4.28	CONSIDERAZIONI DI CARATTERE ENERGETICO.....	244
4.29	SINTESI DEI RISULTATI	249
5	AGING DEI TRASFORMATORI	250
5.1	INTRODUZIONE.....	250
5.2	MODELLO TERMICO PER VALUTARE L'INVECCHIAMENTO	252
5.3	CONSIDERAZIONI FINALI SULL'AGING DEI TRASFORMATORI	256
	CONCLUSIONI.....	257
	BIBLIOGRAFIA	259

INDICE DELLE FIGURE

Figura 1-1. Diagramma delle perdite	13
Figura 1-2. Diagrammi fasoriali	16
Figura 1-3. Diagramma della coppia	16
Figura 1-4. Stadi di alimentazione.....	17
Figura 1-5. Forme d'onda con inverter a due e tre livelli.....	18
Figura 1-6. Norma CEI EN 50163	20
Figura 1-7. Schema di impianto.....	22
Figura 1-8. Modello circuitale	22
Figura 1-9. Forme d'onda	23
Figura 1-10. Andamento transitorio di tensione e corrente alle diverse velocità	24
Figura 1-11. Sovratensioni al primario e al secondario del trasformatore	24
Figura 1-12. Andamento della sovratensione sulla catenaria.....	26
Figura 1-13. Profilo di tensione del treno in frenatura	27
Figura 2-1. Istogramma temporale sul sistema ferroviario Milanese.....	29
Figura 2-2. Proprietà dei diversi accumuli.....	38
Figura 2-3. Schema d'impianto <i>on-board</i>	41
Figura 2-4. Caratteristiche principali di un modulo di super-condensatori	42
Figura 2-5. Diagramma di controllo per la regolazione della carica/scarica.....	43
Figura 2-6. Ricerca bibliografica <i>on-board</i>	45
Figura 2-7. Flusso di energia in frenatura e accelerazione.....	46
Figura 2-8. Flusso di energia in frenata.....	46
Figura 2-9. Flusso di energia in accelerazione.....	46
Figura 2-10. SSE di accumulo.....	47
Figura 2-11. Andamento delle tensioni al variare della distanza	50
Figura 2-12. Ricerca bibliografica delle SSE di accumulo	51
Figura 2-13. Modello circuitale alimentazione bilaterale con SSE reversibili	61
Figura 2-14. Modello circuitale con alimentazione a sbalzo	61
Figura 2-15. Diagramma sforzo-velocità	64
Figura 2-16. Diagramma sforzo-velocità e carico resistente.....	64
Figura 2-17. Diagramma di trazione.....	65
Figura 2-18. Diagramma di trazione TAF.....	68
Figura 2-19. Diagramma della potenza al pantografo TAF.....	69
Figura 2-20. Peso degli accumulatori per TAF.....	70
Figura 2-21. Peso degli accumulatori per TAF in caso di frenatura di emergenza.....	71
Figura 2-22. Sovratensione in linea nel caso TAF.....	72
Figura 2-23 Caduta di tensione in linea nel caso TAF.....	72
Figura 2-24. Diagramma di trazione LRV.....	73
Figura 2-25. Diagramma della potenza al pantografo LRV	74
Figura 2-26. Peso degli accumulo nel caso di LRV.....	75
Figura 2-27. Peso degli accumulatori nel caso LRV	75

Figura 2-28. Sovratensione in linea nel caso LRV	76
Figura 2-29. Caduta di tensione in linea nel caso LRV.....	76
Figura 2-30. Diagramma della potenza al pantografo nella metropolitana	77
Figura 2-31. Sovratensione in linea nella metropolitana	78
Figura 2-32. Caduta di tensione in linea nella metropolitana	79
Figura 2-33. Diagramma di trazione nella metropolitana	79
Figura 2-34. Peso degli accumuli nella metropolitana	80
Figura 2-35. Diagramma sforzo-velocità	81
Figura 2-36. Valori di energia a diverse velocità nell'ETR	82
Figura 2-37. Sovratensioni in linea nel caso ETR	83
Figura 2-38. Cadute di tensione in linea nel caso ETR.....	83
Figura 3-1. Schema di connessione	92
Figura 3-2. Schema a singolo montante	97
Figura 3-3. Schema a doppio montante	98
Figura 3-4. Interblocco tra alimentazione dalla rete industriale e alimentazione da gruppi di continuità statici o rotanti.....	105
Figura 3-5. Funzionamento dell'inverter su quattro quadranti	112
Figura 3-6. Circuito a mezzo ponte di un inverter	113
Figura 3-7. Tensione V_{AO} in uscita dall'inverter	115
Figura 3-8. Spettro della tensione d'uscita V_{AO}	117
Figura 3-9. Principali valvole di commutazione.....	118
Figura 3-10. Analisi di Fourier della sinusoide d'uscita	118
Figura 3-11. Inverter trifase.....	119
Figura 3-12. Tensioni concatenate d'uscita da un inverter trifase.....	120
Figura 3-13. Spettro della tensione concatenata di un inverter trifase	121
Figura 3-14. Ampiezze delle armoniche che compaiono nella tensione concatenata in caso di m_f elevato.....	121
Figura 3-15. Valore efficace della prima armonica della tensione concatenata (in p.u. rispetto a V_d) in funzione di m_a	122
Figura 3-16. Inverter trifase, equivalente Thèvenin.....	123
Figura 3-17. Diagramma fasoriale per funzionamento da inverter.....	124
Figura 3-18. Diagramma fasoriale per funzionamento da raddrizzatore.....	124
Figura 3-19. Simbolo grafico dell'IGBT	128
Figura 3-20. Struttura di un IGBT	128
Figura 3-21. Circuito equivalente di un IGBT.....	129
Figura 3-22. Flussi delle cariche di un IGBT	129
Figura 3-23. Forme d'onda di VGS, Vc e Ic e tempi di risposta	131
Figura 3-24. Caratteristiche reale e ideale dell'IGBT.....	131
Figura 3-25. Schema di un convertitore a IGBT (per HVDC light).....	133
Figura 3-26. Convertitore a IGBT a tre livelli	135
Figura 3-27. Schema unifilare di un sottoblocco.....	138
Figura 3-28. Convertitore per lo scambio di energia tra reti a 16,7 Hz e reti in c.c.	141
Figura 3-29. Schema di connessione dei convertitori in serie.....	142
Figura 3-30. Andamento delle correnti e delle tensioni con gli interruttori S aperti.....	143

Figura 3-31. Schema di connessione dei convertitori con due celle in serie e cinque parallelo....	144
Figura 3-32. Andamento delle correnti e delle tensioni con gli interruttori S chiusi.....	145
Figura 4-1. Circuito rappresentante due SSE con assorbimento del treno costante.....	147
Figura 4-2. Circuito rappresentante due SSE e l'assorbimento del treno variabile nello spazio	149
Figura 4-3. Profilo di corrente variabile nello spazio di 1km.....	151
Figura 4-4. Profilo delle perdite nello spazio	155
Figura 4-5. Profilo delle perdite con un Δv variabile da 0V a 30V.....	156
Figura 4-6. Profilo tridimensionale della potenza persa nello spazio con differenti Δv	157
Figura 4-7. Profilo di potenza persa con distanza pari a 2km e differenti Δv	158
Figura 4-8. Profilo tridimensionale della potenza persa con differenti Δv e distanza pari a 2km .	159
Figura 4-9. Andamento di E_p in funzione di Δv	162
Figura 4-10. Andamento della funzione S al variare di Δv	170
Figura 4-11. Profilo di corrente assorbita	171
Figura 4-12. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione S.....	172
Figura 4-13. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE	173
Figura 4-14. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con Δv ottimo derivante dalla funzione S.....	173
Figura 4-15. Andamento delle perdite con Δv variabile da 0V al valore di minimo derivante dalla funzione S.....	174
Figura 4-16. Profilo tridimensionale della potenza persa con Δv variabile da 0V al valore ottimo	175
Figura 4-17. Profilo di corrente in un percorso di 20Km.....	176
Figura 4-18. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a 20km di distanza con $\Delta v=0$	177
Figura 4-19. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a 20km di distanza con Δv ottimo derivante dalla funzione S.....	177
Figura 4-20. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione S.....	178
Figura 4-21. Andamento delle perdite di un treno con Δv variabile da 0V al valore di minimo....	179
Figura 4-22. Profilo tridimensionale della potenza persa di un treno con Δv ottimo derivante dalla funzione S.....	179
Figura 4-23. Andamento della funzione M al variare di Δv	184
Figura 4-24. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione M	185
Figura 4-25. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con $\Delta v=0$	186
Figura 4-26. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con Δv ottimo derivante dalla funzione M	186
Figura 4-27. Profilo della potenza persa al variare di Δv tra 0V e il valore ottimo derivante dalla funzione M	187
Figura 4-28. Profilo tridimensionale della potenza persa con Δv ottimo derivante dalla funzione M	188
Figura 4-29. Andamento della funzione M al variare del Δv in uno spazio di 20km.....	189
Figura 4-30. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a distanza di 20km con $\Delta v=0$	190

Figura 4-31. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a distanza di 20km con Δv ottimo derivante dalla funzione M.....	190
Figura 4-32. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione M	191
Figura 4-33. Profilo della potenza persa nello spazio di 20km con Δv variabile da 0V al valore di ottimo.....	192
Figura 4-34. Profilo tridimensionale della potenza persa in uno spazio di 20km con con Δv ottimo	193
Figura 4-35. Profilo di corrente con tre stazioni e due SSE	196
Figura 4-36. Andamento della funzione S al variare di Δv	197
Figura 4-37. Profilo di corrente dissimetrico con tre stazioni e due SSE.....	198
Figura 4-38. Profilo di corrente assorbita per l'alimentazione del binario pari e dispari	199
Figura 4-39. Diagramma della potenza al pantografo.....	202
Figura 4-40. Diagramma di trazione	203
Figura 4-41. Diagramma orario	204
Figura 4-42. Valori di energia persa in linea in funzione di Δv e il rapporto in p.u. rispetto al valore calcolato a 0V	205
Figura 4-43. Andamento dell'energia in funzione del Δv	206
Figura 4-44. Profilo di potenza persa nel tempo con $\Delta v=0$	207
Figura 4-45. Profilo di potenza persa nel tempo con $\Delta v=\min$	208
Figura 4-46. Profilo tridimensionale dell'andamento delle perdite nel tempo al variare del Δv calcolato con la funzione S	208
Figura 4-47. Profilo tridimensionale dell'andamento delle perdite nel tempo al variare del Δv calcolato con la funzione M	213
Figura 4-48. Variazione della tensione in funzione del tempo.....	215
Figura 4-49. Circuito con SSE reversibile (lato sinistro) e SSE non reversibile (lato destro)	218
Figura 4-50. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di alimentazione da binario pari	223
Figura 4-51. Andamento dei punti di inversione.....	224
Figura 4-52. Andamento dei punti di inversione nel caso di $\Delta v=10V$	225
Figura 4-53. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di $\Delta v=-42V$	226
Figura 4-54. Andamento dei punti di inversione con $\Delta v=-42V$	227
Figura 4-55. . Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di alimentazione da binario dispari.....	230
Figura 4-56. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso $\Delta v =42V$	232
Figura 4-57. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) con differente profilo di assorbimento.....	233
Figura 4-58. Andamento dei punti di inversione con alimentazione del binario dispari	234
Figura 4-59. Andamento dei punti di inversione con diverso profilo di assorbimento.....	235
Figura 4-60. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari al minimo calcolato con la funzione S con alimentazione del binario dispari	240

Figura 4-61. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari al minimo calcolato con la funzione M con alimentazione del binario dispari.....	241
Figura 4-62. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari a $-34.75V$ calcolato con la funzione S nel caso di alimentazione del binario pari	243
Figura 4-63. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari a $-163.45V$ calcolato con la funzione M con alimentazione del binario pari	244
Figura 4-64. Andamento della tensione ai capi del convoglio con $\Delta v=0$	247
Figura 4-65. Andamento della tensione ai capi del convoglio con due SSE reversibili	248
Figura 5-1. Diagramma di carico e il relativo andamento della temperatura ambiente	254
Figura 5-2. Andamento della temperatura di punto caldo	254
Figura 5-3. Andamento delle perdite	255

ABSTRACT

Nell'ambito della trazione ferroviaria, negli ultimi anni si sta ponendo grande attenzione al recupero dell'energia elettrica mediante la frenatura elettrica rigenerativa.

In questo elaborato di tesi si cerca di analizzare e confrontare le diverse tecnologie necessarie per il recupero di questa energia. In particolare tramite un'approfondita ricerca bibliografica si è potuto conoscere i pregi e i difetti del recupero dell'energia mediante super-condensatori e batterie. In letteratura si trovano diverse soluzioni impiantistiche che prevedono l'installazione *on-board* di sistemi di accumulo, oppure l'installazione degli stessi nelle sottostazioni di conversione. In particolare si pone l'attenzione sul calcolo del peso e l'ingombro degli accumulatori in diversi sistemi elettrici, sia in ambito di trazione leggera che pesante. Alla luce dei calcoli effettuati si osserva che l'alimentazione *on-board*, sui veicoli di trazione, nonostante porti indubbi vantaggi, in alcuni casi è del tutto impraticabile per via del peso e dell'ingombro degli accumulatori che non potrebbero essere installati a bordo treno. Questo è maggiormente evidente nell'ambito della trazione pesante e nell'alta velocità, dove l'energia da recuperare è molto elevata. In questo lavoro di tesi si è quindi pensato di proporre un sistema di alimentazione di impianti ferroviari che possa consentire lo scambio dell'energia di frenata direttamente con la rete elettrica.

Per poter consentire l'inversione del flusso di energia è necessario che le sottostazioni di conversione dell'energia siano reversibili. In letteratura si trovano diverse applicazioni di ponti reversibili nell'ambito dell'alta potenza, alcuni anche in ambito ferroviario. Mediante ricerca bibliografica vengono illustrate le principali caratteristiche di questi sistemi di conversione dell'energia.

L'utilizzo di ponti bidirezionali oltre a portare vantaggio in termini di recupero di energia, introduce la possibilità di variare il valore della tensione di alimentazione. Quindi sono state eseguite delle simulazioni atte a trovare delle applicazioni in cui si potesse applicare la variabilità della tensione. In particolare è stato studiato il problema della ripartizione del carico di due sottostazioni adiacenti. È noto infatti che due sottostazioni vicine, possono avere diagrammi di carico molto diversi nonostante la frequenza dei treni sia la stessa. Questo è dovuto prevalentemente alla morfologia del tracciato e alla presenza di salite e discese che possono variare fortemente gli assorbimenti dei convogli.

Mediante le simulazioni è stato quindi impostato un problema di ottimizzazione che permettesse la determinazione di un valore di Δv ottimo, che consentisse la miglior ripartizione del carico.

Nello specifico sono state proposte due diverse funzioni di *fitness* che se ottimizzate portano alla determinazione di un Δv da applicare alle sottostazioni. Sono stati discussi nel dettaglio i benefici apportati dall'utilizzo di questi algoritmi e gli aspetti energetici messi in gioco, in particolare sono state calcolate le perdite legate a questo tipo di controllo.

Queste simulazioni sono state eseguite in due diverse configurazioni d'impianto, la prima prevede l'installazione di sole sottostazioni reversibili, la seconda invece, prevede l'installazione di una sottostazione non reversibile, mentre la seconda viene mantenuta reversibile. Le considerazioni effettuate con l'analisi delle simulazioni hanno portato a capire le problematiche legate al recupero dell'energia e alla ripartizione del carico nei due diversi sistemi, portandoci a riflettere sulla fattibilità e sull'utilità delle due configurazioni.

In ultimo sono stati discussi i vantaggi che si possono ottenere dal bilanciamento del carico, in particolare si è analizzato il problema *dell'aging* dei trasformatori delle sottostazioni di conversione.

1 FRENATURA ELETTRICA RIGENERATIVA

1.1 Impatto della frenatura con recupero sull'efficienza della trazione

I sistemi di trazione ferroviaria implicano ingenti assorbimenti di energia elettrica e per questo motivo l'ottimizzazione di questi sistemi risulta fondamentale da un punto di vista tecnico, ma soprattutto da un punto di vista economico. A tal proposito ha fondamentale rilevanza l'abbattimento dei costi di impianto e ancor di più dei costi di esercizio. L'avanzamento tecnologico consente entro certi limiti la diminuzione dei costi fissi, tuttavia al fine di diminuire i costi complessivi, e conseguentemente le tariffe applicabili, è necessario l'abbattimento dei costi di esercizio.

I fronti su cui lavorare sono diversi. Aspetti meccanici come il peso dei veicoli e l'aerodinamicità degli stessi influiscono fortemente nell'efficienza del sistema. Negli ultimi anni si è lavorato molto su questo fronte e i veicoli hanno un peso decisamente più ridotto rispetto a 20-30 anni fa, ma anche coefficienti aerodinamici molto migliorati.

L'ottimizzazione dei profili di velocità, soprattutto nell'ambito metropolitano dove la frequenza dei mezzi è elevata, è di particolare interesse. Oggi grazie a dei software è possibile calcolare con semplicità l'accelerazione necessaria al treno per raggiungere la stazione successiva evitando inutili frenature, inoltre l'utilizzo di *time-table* è largamente utilizzato per sincronizzare l'arrivo e la partenza di due treni al fine di ottimizzare lo scambio energetico tra gli stessi. L'utilizzo di tali software consente di evitare frenature brusche, nel caso in cui due treni si trovino al di sotto della distanza di sicurezza. Basti pensare che, in seguito a una frenata, un tratto di linea lungo 300m percorso a 50km/h anziché a 110km/h, su un percorso lungo 100km provoca un aumento dei consumi pari 100MJ, per effetto della frenata e per le accelerazioni e frenature necessarie per recuperare il tempo perso.

Altri aspetti di tipo energetico sono la diminuzione delle perdite nell'impianto di alimentazione e di trazione. Riguardo alle perdite di alimentazione occorre diminuire le perdite di trasmissione limitando le componenti armoniche, le perdite nelle valvole e la diminuzione della potenza reattiva assorbita dai convertitori. Per le perdite di trazione, il problema maggiore è dato dalle perdite nei motori di trazione. In Figura 1-1 è possibile notare come le perdite nei motori e nei trasformatori siano le perdite più ingenti.

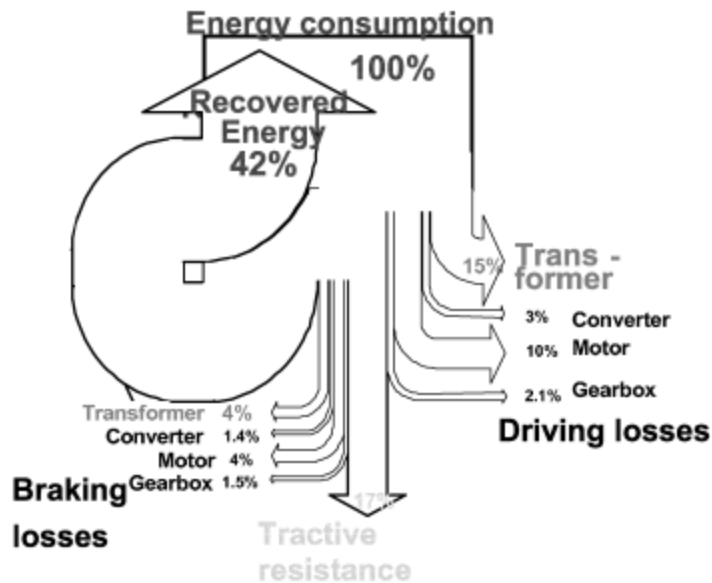


Figura 1-1. Diagramma delle perdite

L'aspetto tuttavia più importante su cui oggi la ricerca si è focalizzata, è lo sfruttamento della frenatura elettrica, altrimenti nota come frenatura elettrodinamica.

La frenatura elettrica, com'è noto, è fondamentale nell'esercizio della trazione ferroviaria, infatti, il suo utilizzo consente parecchi benefici, soprattutto in termini meccanici. Infatti, la sua introduzione ha limitato fortemente l'utilizzo dei freni ad attrito, i quali sono soggetti a rapida usura, e possono causare il deterioramento delle rotaie e delle ruote, diminuendo fortemente i costi di manutenzione.

Tuttavia l'aspetto che oggi è più d'interesse è lo sfruttamento di questa energia di frenata. In origine l'energia prodotta in frenata era semplicemente dissipata da dei reostati, i quali oltre a sprecare questa energia, provocano un riscaldamento delle gallerie (in particolare le metropolitane), problema che non è da sottovalutare nelle metropolitane e nella locomotiva stessa che deve dissipare tutto il calore generato.

Quello che dagli anni 90' si è cercato di fare, grazie allo sviluppo sempre più rapido dell'elettronica di potenza, è lo sfruttamento di questa energia tramite una frenatura rigenerativa.

Le possibilità sono le seguenti:

- scambio di energia tra due treni posti sulla stessa linea, uno in frenata e uno in accelerazione;
- scambio con la rete elettrica mediante l'utilizzo di convertitori reversibili;
- l'accumulo in elementi preposti, come batterie, condensatori, etc.

La letteratura propone diverse soluzioni, che verranno successivamente analizzate, tuttavia occorre tenere presente che ogni impianto ferroviario ha caratteristiche differenti, basti pensare alla morfologia del territorio e al traffico, per questo motivo l'energia recuperabile con le diverse soluzioni è differente da caso a caso.

È stato dimostrato secondo alcune fonti [1], che il recupero di energia consente di recuperare dal 10% al 45% dell'energia totale consumata; percentuali che consentono rapidamente il recupero degli investimenti.

1.2 Azionamento trifase asincrono e frenatura elettrica

Negli odierni veicoli elettrici si utilizzano azionamenti con motori asincroni, i vantaggi sono molteplici, in primo luogo si ha una migliore affidabilità della macchina rispetto a un motore in corrente continua, infatti il rotore a gabbia risulta essere decisamente più solido e l'assenza di spazzole diminuisce la manutenzione e il rischio guasti.

Inoltre il motore a induzione presenta ingombri e peso ridotti e una migliore efficienza sull'aderenza.

La sua condizione di funzionamento in trazione è:

$$f > \frac{p n}{2}$$

Da cui ne consegue un valore di frequenza rotorica $f_2 > 0$, uno scorrimento positivo e una velocità del campo statorico maggiore della velocità di rotazione del rotore, $n > n_0$.

In tali condizione le potenze P_1 e Q_1 sono entrambe maggiori di zero:

$$P_1 = \sqrt{3} U I \cos\varphi > 0$$

$$Q_1 = \sqrt{3} U I \sin\varphi > 0$$

Le condizioni di funzionamento in cui la macchina si comporta da generatore elettrico sono quando la velocità di rotazione del rotore è maggiore della velocità del campo magnetico di statore, ovvero quando $n > n_0$ e quindi lo scorrimento è negativo, e siamo in condizioni di velocità ipersincrona.

In tali circostanze:

$$f < \frac{p n}{2}$$

E si ottiene

$$P_1 = \sqrt{3} U I \cos\varphi < 0$$

$$Q_1 = \sqrt{3} U I \sin\varphi > 0$$

Ovviamente al fine di poter erogare potenza alla rete occorre che la macchina assorba la potenza reattiva necessaria per il funzionamento.

Partendo dall'espressione della corrente rotorica si ricava:

$$I_2 = \frac{\mathbf{E}_{20}}{\frac{R_2}{s} + jX_{20}} = \frac{s\mathbf{E}_{20}}{R_2 + s jX_{20}}$$

La forza elettromotrice indotta nel motore $\mathbf{E}_2(s) = s\mathbf{E}_{20}$ diventa negativa come anche il rapporto tra sX_{20} e R_2 è negativo quindi la tangente:

$$\tan\varphi_2 = \frac{sX_{20}}{R_2}$$

come si vede cambia di segno e la corrente I_2 va in anticipo rispetto alla tensione $\mathbf{E}_2(s)$.

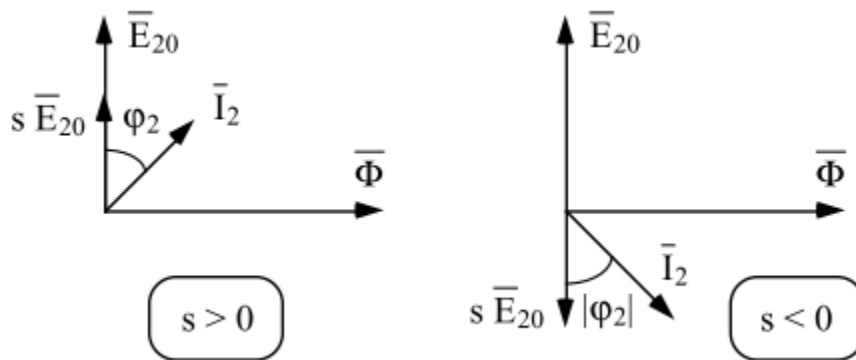


Figura 1-2. Diagrammi fasoriali

Inoltre, la corrente rotorica richiama nelle fasi primarie della macchina una corrente di reazione I_{10} che sommata ad I_0 determina la corrente primaria totale I_1 . La caratteristica meccanica del generatore varia in funzione dello scorrimento detto s , ora negativo, con legge analoga a quella per la macchina funzionante da motore. Di seguito si riportano le caratteristiche meccaniche in funzione dello scorrimento.

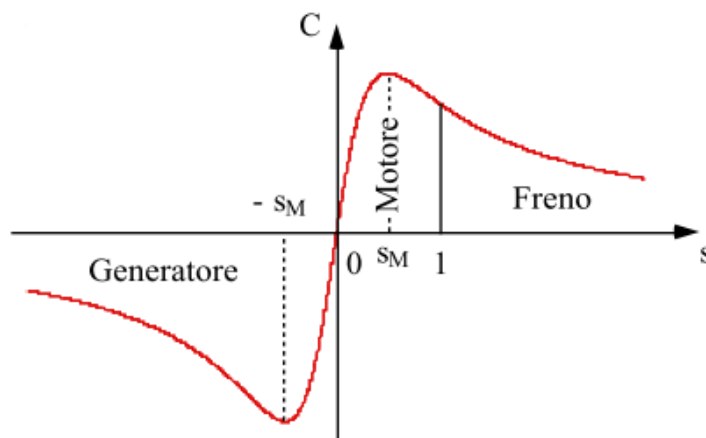


Figura 1-3. Diagramma della coppia

Si può dedurre che, per il funzionamento da generatore, il tratto stabile è quello compreso tra 0 e s_M ; oltre tale valore, ad ogni aumento della velocità corrisponde una diminuzione della coppia frenante e, quindi, un'ulteriore accelerazione. In conclusione la frenatura

rigenerativa si realizza imponendo alla macchina che sta funzionando da motore una riduzione a gradino della frequenza statorica tale da ottenere una nuova caratteristica meccanica con velocità di sincronismo minore della attuale velocità di rotazione; ne consegue che la macchina asincrona trasferisce il punto di lavoro dal primo al quarto quadrante e commuta il suo funzionamento da motore a freno.

Gli stadi di ingresso utilizzati nelle locomotive sono i seguenti:

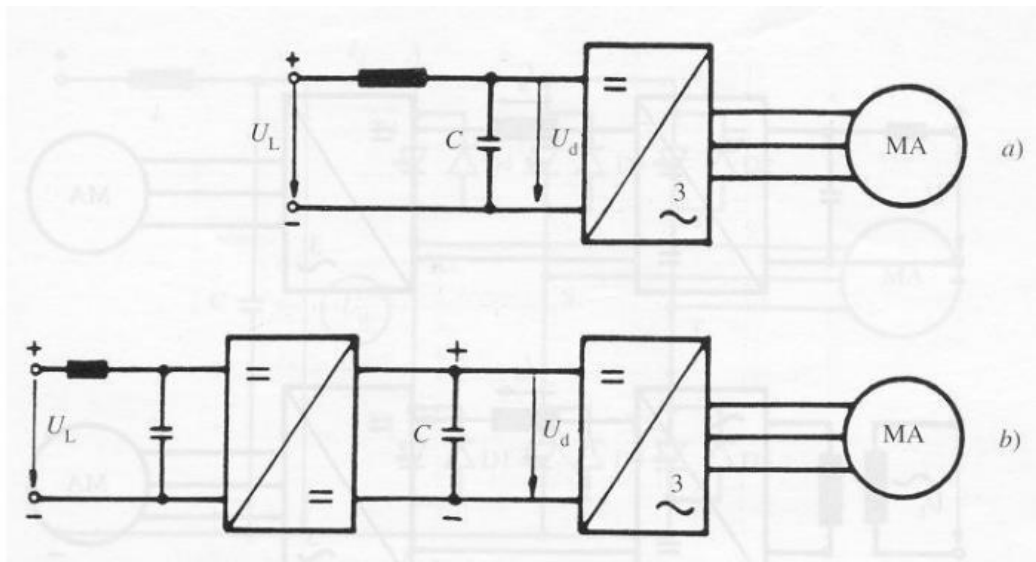


Figura 1-4. Stadi di alimentazione

La differenza tra i due schemi consta nel convertitore dc-dc presente nello schema b) della Figura 1-4. La funzione di questo convertitore è quella di ricevere in ingresso una tensione fluttuante e fissare un valore di tensione costante all'ingresso dell'inverter. Ovviamente questo convertitore se si vuole ottenere una frenatura rigenerativa deve essere bidirezionale. L'inverter può essere a due o a tre livelli.

Di seguito vengono riportati dei dati forniti dall'azienda ABB:

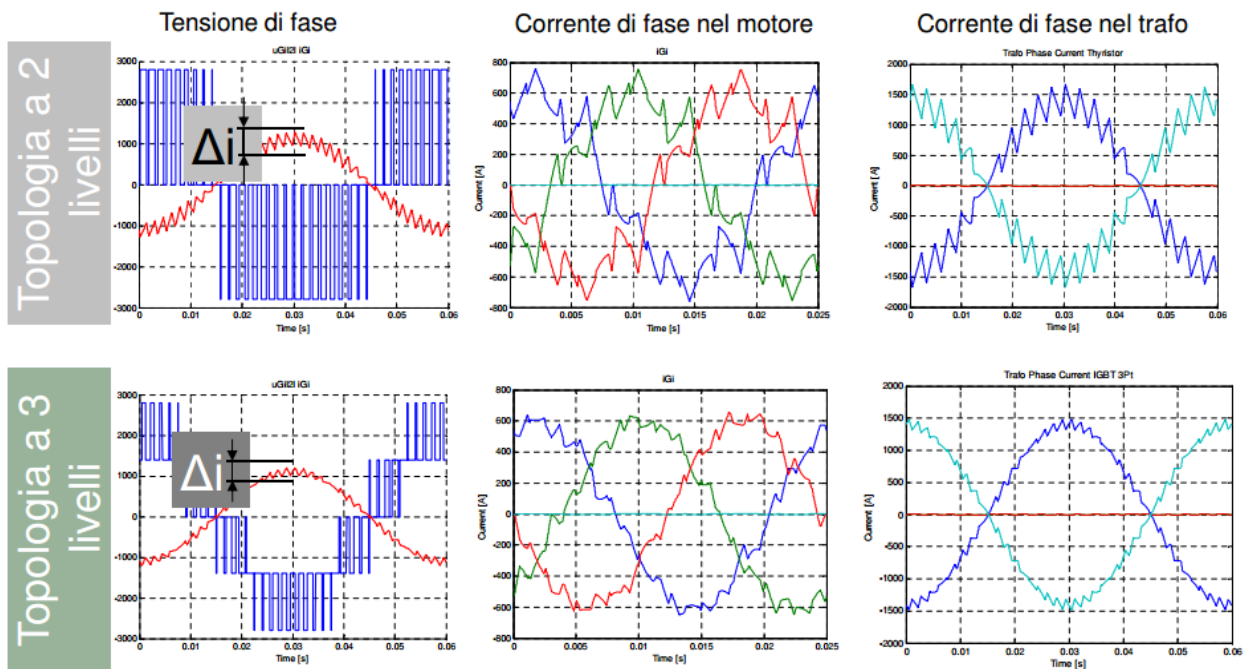


Figura 1-5. Forme d'onda con inverter a due e tre livelli

È possibile osservare come l'utilizzo di un inverter a tre livelli migliora le forme d'onda diminuendo il *ripple* sulla tensione di fase e generando correnti con minor contenuto armonico riducendo le perdite nel trasformatore e il consumo energetico.

Negli azionamenti si usano diversi metodi di frenatura, che garantiscono diverse caratteristiche a seconda delle esigenze. Tuttavia nella trazione elettrica si utilizzano principalmente due tipi, la frenatura con reostato e quella rigenerativa.

A oggi, l'impiego della frenatura rigenerativa è largamente utilizzato, tuttavia vi sono dei limiti che non danno la possibilità di sfruttarla a pieno.

Uno dei principali limiti è dato dalle sottostazioni elettriche che sono non reversibili, perciò l'energia erogata dal treno deve necessariamente rimanere sul lato DC, e per evitare l'innalzamento della tensione deve essere assorbita da un altro treno o da degli accumulatori.

Per ovviare a questo inconveniente come già accennato, occorre sincronizzare gli arrivi e le partenze dei convogli, e per fare questo si utilizzano delle *time-table* che in funzione del percorso e del numero di treni ottimizzano l'incontro degli stessi nelle sottostazioni. È

evidente come questo sia un grosso limite soprattutto in sistemi in cui la frequenza dei convogli non è molto elevata, inoltre occorre notare come nell'arco della giornata il numero di convogli sia variabile, quindi non sempre è possibile ottimizzare lo scambio tramite il metodo di osservazione delle *time-table*. Perciò quando non è possibile scambiare energia tra i treni è necessario smaltirla con dei reostati.

Attualmente vengono installate delle capacità (super-condensatori) o delle batterie per accumulare l'energia in disavanzo, ma anche questa soluzione causa problemi di costi, senza contare che non tutta l'energia viene accumulata poiché sarebbe necessario un sovradimensionamento degli accumuli eccessivo, inoltre vi sono dei limiti legati alle varie tipologie di accumuli, i quali non sempre sono in grado di accumulare l'energia del convoglio che ha tipicamente bassi valori di energia e alti valori di potenza.

Da ultimo occorre considerare le fluttuazioni della tensione infatti tipicamente i ponti raddrizzatori utilizzati (ponte a diodi a reazione dodecafase) non sono controllati e non sono reversibili. Di conseguenza iniettare nella catenaria l'energia di recupero crea delle sovratensioni. Queste sovratensioni dipendono: dalla distanza che vi è tra il treno in frenata e l'elemento che deve ricevere (un altro convoglio o un accumulatore); dal valore della corrente iniettata sulla catenaria; dalla presenza di elementi di accumulo. Laddove le distanze siano parecchio elevate le sovratensioni diventano troppo elevate e il treno non può iniettare in rete altra energia e deve azionare lo strumento di dissipazione. Stesso problema lo si ha se ad esempio un dispositivo di accumulo (super-condensatore o batterie) per qualche motivo non è in grado di assorbire energia, ne consegue la necessità di utilizzo di protezioni per controllare il livello di tensione. È evidente come in queste circostanze ci sia il pericolo di danneggiamento degli isolanti e delle apparecchiature.

Perciò come già visto in precedenza l'utilizzo di questo tipo di frenatura è limitato alla quantità di energia assorbibile dagli altri treni o accumulabile negli accumulatori. Quindi ad oggi gran parte dell'energia deve essere dissipata su dei resistori.

1.3 Problematiche della frenatura rigenerativa

Per poter discutere al meglio delle problematiche relative alla frenatura elettrica rigenerativa, di seguito viene riportata la normativa di riferimento per le sovratensioni in ambito ferroviario nelle normali condizioni operative. In questo modo sarà possibile notare effettivamente quali sono i limiti della frenatura rigenerativa in termini di sovratensioni.

Norma CEI EN 50163:

Sistema di elettrificazione <i>Electrification system</i>	Tensione non permanente minima <i>Lowest non-permanent voltage</i> $U_{\min 2}$ (V)	Tensione permanente minima <i>Lowest permanent voltage</i> $U_{\min 1}$ (V)	Tensione nominale <i>Nominal voltage</i> U_n (V)	Tensione permanente massima <i>Highest permanent voltage</i> $U_{\max 1}$ (V)	Tensione non permanente massima <i>Highest non-permanent voltage</i> $U_{\max 2}$ (V)
CC (valori medi) d.c. (mean values)		400	600 ⁽¹⁾	720	770 ⁽²⁾
		500	750	900	950 ⁽³⁾
		1000	1500	1800	1950
		2000	3000	3600	3900
CA (valori efficaci) a.c. (r.m.s. values)	11000	12000	15000	17250	18000 ⁽⁴⁾
	17500	19000	25000	27500	29000

(1) I futuri sistemi di trazione in CC per tramvie e ferrovie locali dovranno conformarsi alle tensioni nominali di sistema di 750 V, 1500 V o 3000 V.
Future d.c. traction systems for tramways and local railways should conform with system nominal voltage of 750 V, 1500 V or 3000 V.

(2) In caso di frenatura a ricupero, la tensione $U_{\max 2}$ di 800 V può essere ammissibile.
In case of regenerative braking, a voltage $U_{\max 2}$ of 800 V may be admissible.

(3) In caso di frenatura a ricupero, la tensione $U_{\max 2}$ di 1000 V può essere ammissibile.
In case of regenerative braking, a voltage $U_{\max 2}$ of 1000 V may be admissible.

(4) Questo valore deve essere confermato da misure e potrebbe essere variato.
This value has to be confirmed by measurements and might have to be changed.

Figura 1-6. Norma CEI EN 50163

La quale definisce le seguenti grandezze:

- la tensione permanente massima $U_{\max 1}$: il valore massimo della tensione che può essere presente indefinitamente;
- la tensione non permanente massima $U_{\max 2}$: il valore massimo della tensione che può essere presente per un massimo di 5 minuti;
- la tensione permanente minima $U_{\min 1}$: il valore minimo della tensione che può essere presente indefinitamente;
- la tensione non permanente minima $U_{\min 2}$: il valore minimo della tensione che può essere presente per un massimo di 10 minuti;
- la sovratensione di lunga durata: aumento transitorio di tensione, di durata tipica superiore a 20 ms, dovuto a fenomeni di bassa impedenza (come un aumento della tensione primaria di sottostazione). Tali sovratensioni sono indipendenti dal carico sulla linea e possono essere descritte solo da una curva tensione/tempo. Per i sistemi in CA, si deve considerare il valore efficace della fondamentale (1° armonica);
- la sovratensione di media durata: aumento transitorio di tensione, di durata tipica inferiore a 20 ms, dovuto a trasferimento di correnti a seguito di interruzioni

- (come l'apertura di un interruttore). Tali sovratensioni dipendono dal carico sulla linea e non possono essere descritte solo da una curva tensione/tempo;
- la sovratensione di breve durata: transitorio di tensione, di durata inferiore a 20ms (come la scarica di un fulmine).

Nel caso del sistema Italiano la tensione nominale per le metropolitane è 1500V di conseguenza i valori di sovratensione ammessi dalla norma sono 1800V, per le sovratensioni applicabili indefinivamente, e 1950V per le sovratensioni di durata minore di 5 min.

Tali valori di tensione devono essere rispettati per il corretto funzionamento del sistema, senza correre il rischio di danneggiare le apparecchiature e gli isolanti.

Durante la frenatura elettrica il rischio di sovratensione deve essere tenuto sotto controllo. Di seguito vengono analizzati alcune fonti di sovratensione legate alla frenatura elettrodinamica.

1.4 Sovratensione dovuta al fallimento della commutazione in frenata

Durante la frenatura a recupero classica, ovvero senza l'ausilio di accumuli on-board, ingenti quantità di energia vengono riversate nella rete per essere date ad altri treni nello stesso istante. Tale energia deve tuttavia essere controllata al fine di evitare gravi problematiche come l'innalzamento della tensione sulla catenaria. Inutile dire che un aumento transitorio della tensione è estremamente dannoso in quanto può implicare il cedimento dell'isolamento o l'esplosione dei condensatori di accumulo. Di seguito viene spiegato nel dettaglio una delle possibili cause di sovratensione, legata al fallimento della commutazione del convertitore a bordo durante la frenatura del treno.

Di seguito si farà riferimento a uno studio condotto su una locomotiva cinese modello SS7. Tale locomotiva utilizza motori in corrente continua in serie a eccitazione separata.

Di seguito è riportato in Figura 1-7 lo schema di alimentazione della locomotiva.

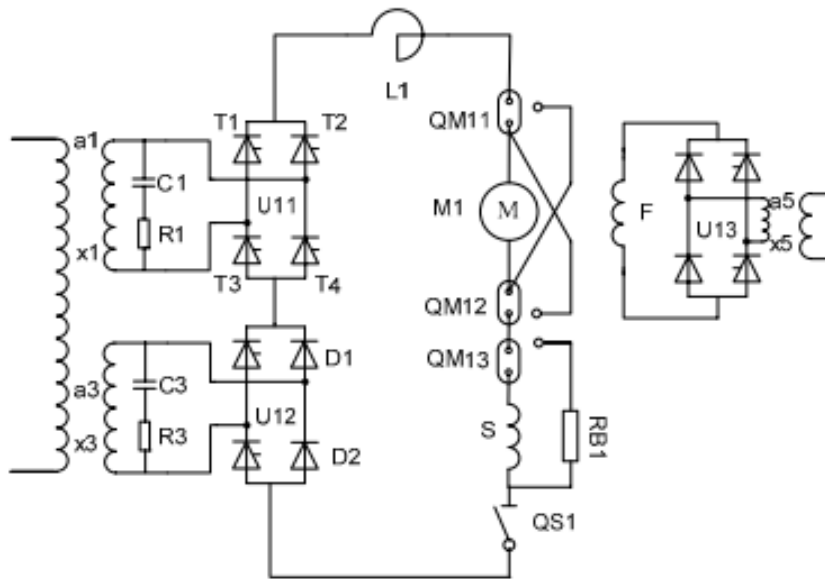


Figura 1-7. Schema di impianto

In cui:

- M è il motore di trazione;
- F è l'avvolgimento di eccitazione;
- L1 è l'induttanza di livellamento.

Quando il treno è in frenata il convertitore U11 lavora indipendentemente. Di seguito viene rappresentato il modello circuitale a L, quando le valvole T₂ e T₃ sono in conduzione:

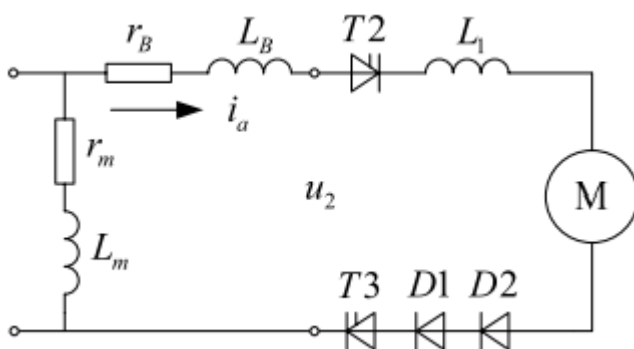


Figura 1-8. Modello circuitale

In cui L_B , tiene conto dell'induttanza del trasformatore, mentre r_m e L_m sono la resistenza del circuito di eccitazione e l'induttanza equivalente.

In accordo con la Figura 1-8 si osserva che la corrente circolante nel trasformatore è concorde al verso della corrente di armatura quando sono in conduzione le valvole T_2 e T_3 , mentre ha verso opposto quando sono in conduzione le valvole T_1 e T_4 . Se assumiamo che il fallimento della commutazione avviene sulla valvola T_1 o T_4 l'andamento qualitativo delle forme d'onda è riportato in Figura 1-9 dove vengono mostrate la tensione raddrizzata, la corrente al trasformatore e la corrente di armatura.

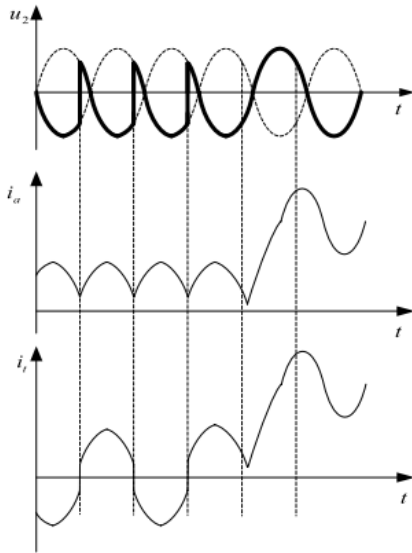


Figura 1-9. Forme d'onda

Dalla Figura 1-9 è possibile osservare che la tensione raddrizzata e la forza elettromotrice sul motore sono impresse quando si ha il fallimento della commutazione. Questo provoca l'aumento della corrente nel trasformatore che causa quindi una sovratensione sul trasformatore. Trascurando i parametri L_B e r_B la tensione al primario e al secondario del trasformatore può essere espressa come segue:

$$u_1 = ku_2$$

$$u_2 = L_m \frac{di_a}{dt}$$

Dove k è il rapporto di trasformazione del trasformatore e L_m è ottenuta dalla caratteristica di magnetizzazione del trasformatore come segue:

$$L_m = \frac{d\Psi}{di_m}$$

Durante la fase di frenatura si ha l'inversione elettromeccanica della corrente nel motore, e il ponte U_{11} viene regolato con angolo di commutazione $\alpha > 90^\circ$, in tale situazione il convertitore funziona da inverter consentendo la frenatura dinamica.

Se in tale circostanza avviene il fallimento della commutazione gli andamenti transitori della tensione e della corrente a diverse velocità sono mostrati in Figura 1-10 .

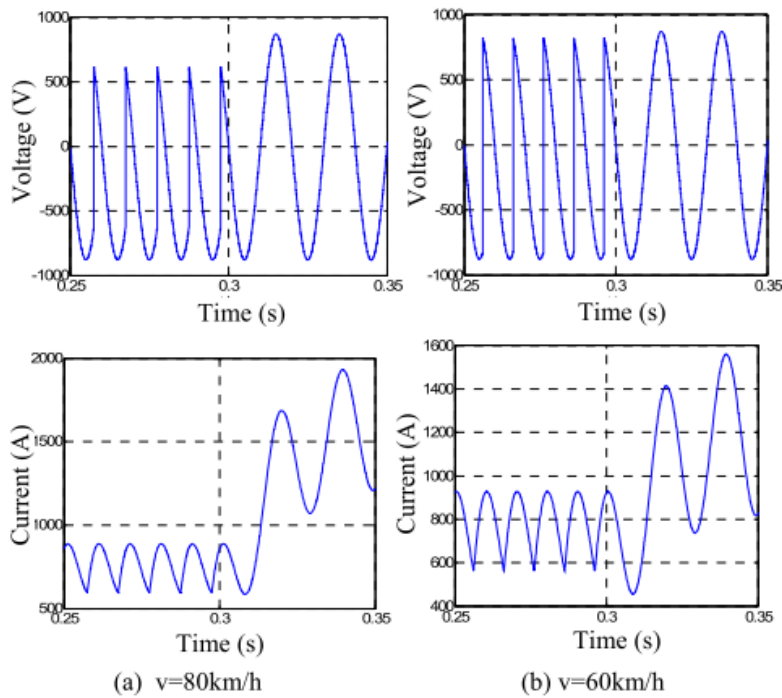


Figura 1-10. Andamento transitorio di tensione e corrente alle diverse velocità

Di seguito, in Figura 1-11, a titolo di esempio vengono mostrati i valori delle sovratensioni a diverse velocità.

V(km/h)	U_2 (V)	$U_1(\times 10^5\text{V})$
40	6375	1.29
50	6786	1.37
60	7211	1.46
70	7720	1.56
80	8323	1.68

Figura 1-11. Sovratensioni al primario e al secondario del trasformatore

Si può notare come il valore della sovratensione sia dipendente dalla velocità del treno durante la frenatura. I valori di picco sono molto elevati e possono causare ingenti danni alle apparecchiature come guasti all'isolamento del trasformatore oppure, per velocità elevate il cedimento dell'isolamento sulla linea di contatto.

1.5 Sovratensioni in condizioni di funzionamento normale

Nel paragrafo precedente è stata illustrata una sovratensione causata da un evento straordinario, ovvero la mancata commutazione di una valvola durante la fase di frenatura.

Di seguito invece si analizzano delle sovratensioni che non sono legate all'errato comportamento delle valvole. In letteratura si trovano diversi impianti in cui sono presenti un numero di guasti ai motori di trazione particolarmente elevato. Analisi dettagliate hanno dimostrato che l'elevata incidenza di guasti è dovuta a delle sovratensioni che si causano in fase di frenatura.

Di seguito vengono riportate delle simulazioni atte a determinare le origini delle diverse sovratensioni in diversi casi. Si fa riferimento a un sistema elettrico con tensione nominale 1500V.

In questo impianto, nel normale funzionamento in frenatura, l'energia del treno in frenata viene erogata contemporaneamente a un altro treno in fase di accelerazione. Se non ci fossero treni in accelerazione disponibili all'accettazione di questa energia recuperata, allora essa è immagazzinata in dei condensatori i quali incrementano la loro tensione. Questa è la situazione che crea più stress all'impianto. Quando le tensioni sui condensatori raggiungono il limite massimo consentito viene innescato il reostato di frenatura che dissipa l'energia in eccesso.

Non avendo delle sottostazioni reversibili il reostato di avviamento risulta di fondamentale importanza e non può essere rimosso.

Per capire meglio gli effetti della frenatura elettrodinamica, in assenza di un corretto assorbimento dell'energia, analizziamo il seguente caso, in cui si ha un treno in frenata e nessun convoglio in assorbimento.

Il treno accelera da $t=1s$ fino a $t=25s$, dopo di che inizia la frenatura elettrica; di seguito è rappresentato l'andamento della tensione e l'assorbimento delle correnti:

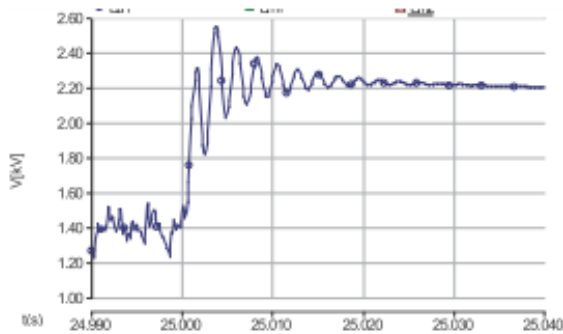


Figura 1-12. Andamento della sovratensione sulla catenaria

Dalla Figura 1-12 è possibile osservare le conseguenze della frenatura. In fase di accelerazione la tensione è stabile nell'intorno della tensione nominale, mentre nell'intervallo temporale intorno a $t=25s$, si innesca il recupero di energia e si ha un picco di tensione significativo. Quando la tensione sul condensatore raggiunge 1950V (tensione massima secondo la norma) il reostato è inserito e la tensione successivamente si stabilizza nell'intorno di 1650V. Si può osservare come il picco massimo di tensione sia di 2548V.

Al fine di limitare il valore di picco in questione, si possono adottare due differenti strategie; la prima consta nel diminuire il valore del reostato di frenatura, la seconda nel variare il limite di tensione a cui inserire il reostato.

La prima strada è fortemente sconsigliata, infatti diminuendo il valore del reostato, si ottiene una diminuzione irrisoria della sovratensione, ma di contro si ottiene un marcato aumento della corrente, dimostrando grande sensibilità al variare della resistenza.

Il secondo metodo è quello di innescare il reostato di frenatura quando la tensione raggiunge 1800V e non i 1950V nonostante sia consentito dalla norma. In questo caso si osserva come il picco di tensione viene diminuito da 2548V a 2452V, con una riduzione del 3.8%. Inoltre è da osservare che l'energia dissipata nei due casi è pressoché identica, quindi questa soluzione potrebbe essere vantaggiosa al fini di ridurre la sovratensione.

Ora s'ipotizzi che mentre un treno è in fase di frenatura ce ne sia uno disponibile ad assorbire energia. Di seguito è riportato il profilo di tensione del treno in fase di frenatura.

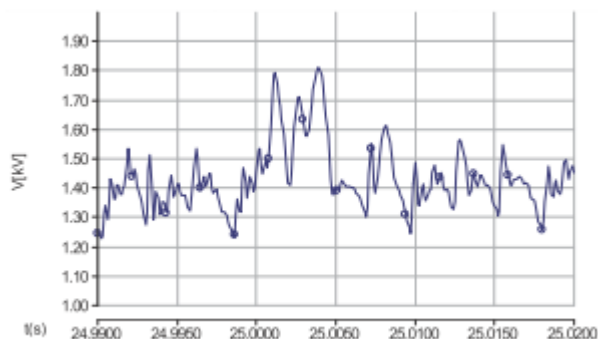


Figura 1-13. Profilo di tensione del treno in frenatura

Si può osservare che come ci si aspettava, il valore di sovratensione è molto ridotto, siccome l'energia erogata è accolta dal treno in fase di trazione. Il picco è pari a 1810V ed è contenuto nei limiti imposti dalla norma.

L'andamento di tensione del treno in trazione presenta una sovratensione più marcata, con un picco massimo pari a 1900V.

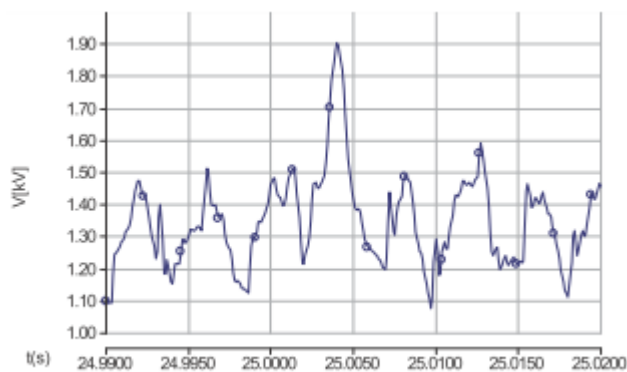


Figura 1-14. Profilo di tensione del treno in trazione

1.6 Conclusioni

Nei paragrafi precedenti abbiamo illustrato l'importanza della frenatura elettrica rigenerativa nei sistemi ferroviari. Abbiamo anche mostrato alcune problematiche legate a questo tipo di frenatura. In particolare abbiamo citato degli articoli che mettono in luce le sovratensioni nei sistemi ferroviari, in condizioni normali di esercizio e in condizioni anomale.

L'importanza della frenatura elettrica rigenerativa ha portato la ricerca a pensare tecniche sempre più efficienti per il recupero di questa energia. Nel prossimo capitolo si tratteranno nello specifico le principali tecniche di accumulo, che la letteratura propone come soluzione per il recupero dell'energia in ambito ferroviario.

2 SISTEMI DI ACCUMULO PER LA TRAZIONE FERROVIARIA

2.1 Introduzione

La maggior parte dei treni esistenti è di tipo elettrico ed è dotata di frenata rigenerativa. Questo tipo di proprietà del motore elettrico ha il grande vantaggio di non sporcare, di non fare rumore, di essere più robusto e di non produrre eccessivo calore. In una sottostazione elettrica con un impianto tradizionale che utilizza ponti a diodi, l'energia recuperata durante la fase di decelerazione viene assorbita da un altro convoglio (considerando l'aleatorietà delle differenti posizioni dei treni). Dunque, per un mezzo che frena, un altro deve assorbire contemporaneamente la corrente di spunto, anche se, una parte dell'energia rigenerata è inevitabilmente in esubero e perciò una parte deve essere dissipata. Infatti se la tensione della linea di contatto sale oltre un limite massimo, i sistemi di protezione del mezzo di trazione interrompono la frenatura elettrica a recupero e provvedono a dissipare la potenza in esubero su appositi resistori di bordo i quali causano il problema della generazione di calore che deve essere opportunamente smaltito. Come afferma [5], facendo riferimento al massimo assorbimento ricavabile in un giorno feriale, si è notato che più della metà dell'energia in frenata viene dissipata e la rimanente viene riutilizzata. Inoltre l'articolo afferma che la totale energia rigenerata (la somma di quella dissipata e quella assorbita) corrisponde al 40% dell'energia che le SSE fornisce giornalmente ai treni. Per questo motivo è utile prevedere sistemi che riutilizzino questa energia. Il caso studio analizzato [5], riporta un grafico mostrato in Figura 2-1 con un istogramma temporale sul sistema ferroviario Milanese il quale senza accumulo consuma mediamente 170kWh.

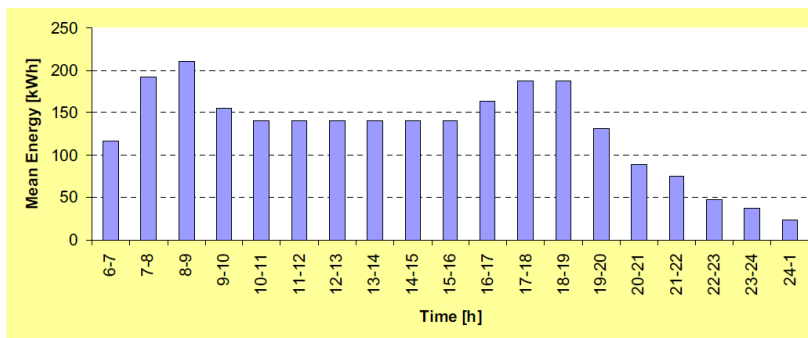


Figura 2-1. Istogramma temporale sul sistema ferroviario Milanese

L'inevitabile susseguirsi di accelerazioni e decelerazioni con recupero di energia tra una stazione e l'altra, causa picchi di potenza molto elevati. La conseguenza di questi assorbimenti è quella di causare generazioni disomogenee di potenza elettrica, le quali costringono il sovradimensionamento delle stazioni elettriche.

Grazie alla tecnologia degli accumuli è possibile risolvere in parte tutti i problemi legati alle stazioni con ponti a diodi, riducendo sia i consumi globali che la richiesta di energia elettrica da parte dell'ente fornitore, ottenendo così maggiori risparmi monetari. In questo modo si ha il fenomeno del *peak shaving*, ovvero uno spianamento della curva di richiesta della potenza fornita dalla ESS.

Un altro vantaggio risulta quello di poter eliminare le dissipazioni per effetto Joule nei banchi di resistori *on-board*, eliminando così la massa di calore da raffreddare e di conseguenza ridurre i costi dovuti al refrigeramento delle zone soggette a surriscaldamento. Infatti, l'inconveniente del calore non si può trascurare, basti pensare alle metropolitane le quali operano in tunnel molto stretti e complessivamente di dimensioni limitate alla larghezza delle metro. A tal proposito, risulta essenziale far notare che i sistemi di raffreddamento sono anche essi una forma di perdita di energia dato che una parte dell'energia deve essere dedicata al loro funzionamento, di conseguenza risulta subito evidente la necessità di evitare le dissipazioni dovute all'esubero di energia così da evitare del tutto la produzione di calore che altrimenti dovrebbe essere smaltito. Perciò se nei convogli che esercitavano la frenatura dinamica rigenerativa, era necessario dissipare in appositi resistori l'energia in esubero, con gli accumulatori non è più strettamente necessario dato che viene accumulata tutta o in parte l'energia recuperata. Ad ogni modo bisognerà prevedere dei banchi dissipativi se si prevede un accumulo inferiore alla massima energia recuperabile. Non è detto che l'accumulo debba essere progettato in funzione della massima energia recuperata (ovvero nelle ore di punta), solitamente viene stimata una media temporale, così da non avere una capacità di accumulo in esubero nelle ore di basso carico. Solitamente queste tecnologie di stoccaggio dell'energia vengono installate a bordo dei locomotori.

Una soluzione potrebbe essere anche quella di calcolare l'energia persa in frenata e consultando i diagrammi di potenza sarebbe possibile prevedere il dimensionamento di un sistema di accumulo sia per il riutilizzo in condizioni normali, come nella fase di accelerazione, sia in caso di blackout della rete di alimentazione.

Dunque, gli accumulatori sono sistemi che immagazzinano l'energia prodotta mediante la frenatura rigenerativa (fase di decelerazione) per poi riutilizzarla quando necessario, per la successiva fase di accelerazione.

A tal proposito esistono due tipologie di accumulo utilizzate in ambito ferroviario, quelle che utilizzano super-condensatori, quelle che si basano sugli accumuli cinetici (utilizzano perciò dei volani) ed infine le batterie. Come vedremo i volani in ambito ferroviario non vengono utilizzati sia perché non hanno possibilità di mantenere l'accumulo nel tempo e sia perché la loro installazione *on-board* crea il problema dell'effetto giroscopico che si viene a creare quando si cerca di far ruotare il volano attorno ad un asse di rotazione differente dal proprio (in particolare la situazione critica è quando il mezzo elettrico si trova in fase di curvatura).

Infine possiamo asserire che:

- il vantaggio chiave dei veicoli elettrici è la capacità di recuperare energia attraverso la frenatura e di immagazzinarla poi a bordo del veicolo o rimandarla in rete (come vedremo esiste anche tale opportunità), recuperando parte dell'energia cinetica, che altrimenti andrebbe persa in calore quando il veicolo compie una frenata;
- al contrario dei freni tradizionali dove questa energia viene convertita in calore attraverso la frizione e poi dissipata nello spazio circostante, nei veicoli trainati da motori elettrici invece si usa il motore come un generatore e l'energia recuperata dalla frenata è trasferita e poi salvata in un sistema di accumulo e fornita successivamente al motore elettrico durante un'accelerazione;
- la frenatura a recupero quindi rallenta la macchina e recupera parte di questa energia "persa", anche se questa macchina elettrica non riesce a frenare completamente il veicolo. Per questo motivo il freno meccanico tradizionale viene ancora usato in parallelo al sistema elettrico per il recupero in frenatura.

2.2 I super-condensatori

Questo capitolo sarà dedicato ai condensatori a doppio strato, comunemente chiamati ultra-capacità o supercondensatori. I super-condensatori sono particolari condensatori che hanno la caratteristica di accumulare una quantità di carica elettrica eccezionalmente grande rispetto ai condensatori tradizionali; possono arrivare ad oltre 1000 F (Farad).

I super-condensatori sono prevalentemente utilizzati come accumulatori di energia elettrica caratterizzati da elevate potenze specifiche ed energie di gran lunga superiori rispetto ai condensatori convenzionali. Rispetto agli accumulatori chimici (batterie) presentano sia il vantaggio di avere minor peso ed ingombro che quello di poter essere caricati o scaricati istantaneamente, garantendo così un'elevata potenza specifica. Lo svantaggio più rilevante, sempre rispetto alle batterie, è la bassa energia immagazzinata. Ad ogni modo avendo grandi superfici degli elettrodi, permittività elettrica e piccole separazioni di carica, essi hanno una sorprendente densità di energia specifica se comparata ai tradizionali condensatori.

I super-condensatori sono di solito costituiti da due elettrodi di materiale vario (in genere alluminio) ricoperti da carbone attivo ad elevata area superficiale (fino a 2000 m²/g), un separatore ed un elettrolita. Il separatore ha la funzione di indirizzare meglio il flusso di ioni soprattutto ad alta densità di corrente. In alcuni dispositivi gli elettrodi possono essere costituiti da ossidi di metalli (es. ossido di rutenio) o polimeri conduttori. Idealmente non si hanno reazioni chimiche negli elettrodi, perciò i supercondensatori hanno basse resistenze interne e alta efficienza (95%).

L'energia immagazzinata è superiore rispetto ad un condensatore classico poiché si hanno grandi superfici degli elettrodi, grandi permittività elettriche e piccole separazioni di carica, le quali sono nel doppio strato elettrolitico e quindi a distanze di scala molecolare. Ad ogni modo rispetto ad una normale batteria presentano una minore densità di energia ma una maggiore densità di potenza. Di seguito sono riportate le equazioni di un condensatore a facce piane e parallele:

$$C = \varepsilon_0 \varepsilon_r \cdot \frac{S}{d}$$

$$W = \frac{1}{2} \cdot C \cdot V^2$$

Da tali equazioni è evidente che un aumento dell'energia accumulata è ottenibile intervenendo sul valore della capacità o sulla tensione applicata.

L'aumento della capacità può essere conseguito in due maniere:

- scegliendo materiali dielettrici con un'elevata costante dielettrica (per questo motivo sono stati prodotti condensatori a dielettrico ceramico, ossidi di titanio-stronzio e titanio-bario con una ϵ_r che può arrivare anche a 200000);
- oppure cercando di aumentare il rapporto S/d .

In un tradizionale condensatore, l'energia è immagazzinata grazie allo spostamento degli elettroni (portatori di carica) da una lastra di metallo all'altra. Questa separazione di cariche crea un potenziale tra le due lastre, il quale può essere convogliato in un circuito esterno.

L'energia totale immagazzinata è in questo modo proporzionale sia alla quantità di carica immagazzinata sia al potenziale tra le due lastre. La carica immagazzinata è prevalentemente funzione delle dimensioni e delle proprietà dei materiali di cui sono costituite le lastre, mentre il potenziale è dato dal *break down* del dielettrico o della sostanza che separa le piastre. La variazione del materiale separatore tra le lastre porta ad una diversa gamma di tensioni che possono essere immagazzinate.

Quindi ottimizzando e migliorando questi materiali si ricavano elevate densità di energia a pari dimensione del condensatore.

I super-condensatori non usano un tradizionale dielettrico. Questi condensatori infatti usano lastre formate da due strati, le cui loro proprietà elettriche portano ad una effettiva separazione delle superfici veramente piccola (nell'ordine dei nanometri).

La mancanza di un dielettrico voluminoso permette alle lastre una superficie di contatto molto maggiore, la quale porta ad elevate capacità in ridotti spazi.

In un super-condensatore ogni strato è abbastanza conduttivo, ma il modo con i quali sono messi in contatto non consente il passaggio di alte correnti tra gli strati. Non si può inoltre modificare di molto la tensione di lavoro nominale, che è limitata dai bassi valori di potenziale di decomposizione dell'elettrolita (che nella maggior parte delle soluzioni può raggiungere approssimativamente i 3V); per avere dispositivi con elevate tensioni di lavoro bisogna perciò connettere in serie un numero elevato di celle unitarie, con il doppio svantaggio di avere una riduzione della capacità totale ed un altrettanto aumento della resistenza di serie.

Per superare questi problemi sono nati allora super-condensatori con una struttura fisica e chimica particolarmente interessante.

In particolare i super-condensatori migliorano la densità di immagazzinamento attraverso l'utilizzo di materiali nano porosi, ad esempio i carboni attivi, anziché i tradizionali dielettrici. I carboni attivi sono materiali, contenenti principalmente carbonio sotto forma di micro-cristalli di grafite, trattati in modo da ottenere una struttura porosa con una vasta area superficiale interna.

I super-condensatori permettono veloci processi di carica e scarica con elevate correnti, oltretutto possono essere completamente scaricati. La vita utile di questi dispositivi è sufficientemente lunga (10^6 cariche/scariche) grazie alla loro natura elettrostatica.

Le nuove ricerche nel settore dei materiali hanno sperimentato l'uso di carbone in nanotubi il quale aumenterebbe le prestazioni in termini di densità sia di energia che di potenza.

Vediamo ora i vantaggi di questa tecnologia di accumulo:

- lunga durata, migliaia di cicli di carica e di scarica;
- facilità di misura dello stato di carica mediante misurazione del potenziale ai capi del dispositivo;
- elevata potenza specifica;
- tempi di scarica e carica brevissimi;
- bassissimo valore della resistenza interna;
- miglior sicurezza data dall'assenza di elettroliti corrosivi e materiali a bassa tossicità;
- effetto memoria totalmente assente e inoltre vi è la completa assenza di problemi causati da eventuali sovraccarichi in quanto, come si sa dalla natura dei condensatori, una volta terminato il processo di carica non viene più accettata energia;
- alta efficienza energetica;
- inseguono i picchi di potenza di pochi millisecondi;
- carica veloce, con alte correnti e con qualsiasi tipo di profilo di carico;

- in grado di effettuare parecchi cicli i carica di scarica;
- necessitano di poca manutenzione;
- presentano una resistenza serie bassa, perciò hanno basse perdite joule.

Mentre per quanto riguarda gli svantaggi:

- bassa energia specifica, cioè non sono in grado di accumulare tanta energia;
- tempi di auto scarica (scarica in circuito aperto) brevissimi, cioè si scaricano molto velocemente se non utilizzate;
- basse tensioni per singole celle (1-3V per cella). Per ottenere alti livelli di tensione bisogna collegare in serie un elevato numero di celle, quindi è richiesto un bilanciamento delle tensioni tra le celle.

2.3 Le batterie

Nel settore ferroviario quando si parla di batterie si intendono le normali batterie ricaricabili.

Le batterie ricaricabili sono batterie la cui carica può essere completamente ristabilita mediante l'applicazione di un'adeguata quantità di energia elettrica. Solitamente la carica viene eseguita in una prima fase a corrente costante (con valori pari al rapporto tra capacità e tempo di scarica della batteria) fino ad un determinato valore di tensione, dopo il quale si completa la carica a tensione costante e con una corrente di mantenimento che è dell'ordine di qualche [mA] per ogni [Ah] della capacità.

La capacità di ricarica di una batteria è definita come la quantità di energia che una batteria può erogare prima di scaricarsi, ovvero fin quando non vi è più tensione per sostenere l'erogazione di energia elettrica; tale limite è 1,8v. L'unità di misura che rappresenta questo parametro sono gli "Ampere per ora" $[A \cdot h]$. Solitamente la capacità di una batteria viene riferita ad un tempo di scarica dell'ordine delle decina di ore a corrente erogata costante.

Le batterie hanno anche delle perdite, per questo motivo si definisce un efficienza di conversione.

Le batterie più diffuse per motivi storici sono quelle piombo-acido. Esse si adattano bene a più applicazioni e hanno prezzi contenuti. Sono riciclabili completamente, hanno un'energia accumulabile specifica bassa ma una densità di potenza alta rispetto agli altri tipi di batterie. Hanno un tempo di ricarica molto lungo (circa tre ore) e una durata della vita molto limitata, anche se hanno una bassa auto scarica naturale (capacità di tenuta). Inoltre non possono essere completamente scaricate. Per questo motivo sono sconsigliate in ambito ferroviario, principalmente per via della bassa densità di energia che metterebbero a disposizione.

Le batterie litio-ione e litio-polimeri invece hanno un'energia specifica maggiore e tempi di ricarica veloci (circa dieci minuti) dunque si potrebbe pensare un uso dedicato alla trazione elettrica soprattutto per via della buona densità di potenza disponibile. Inoltre presentano una capacità di tenuta migliore, minori costi di manutenzione, possono effettuare più cicli di carica. Ad ogni modo queste batterie sono parecchio costose per via dei materiali, dei circuiti di controllo della temperatura e dello stato di carica per garantire la massima efficienza.

Le batterie NiCd, ora non più usate, devono essere prima scaricate completamente allo 0% e poi ricaricate per impedire l'effetto memoria. Anch'esse hanno maggior densità di energia e potenza se comparate alle batterie al piombo oltre a una maggiore vita utile. Ad ogni modo l'alto costo e la scarsa efficienza non permette l'uso in trazione.

La pila zinco-aria è la meno adatta alla trazione non può essere ricaricata in modo semplice, deve essere portata in un centro industriale e "rigenerata" con un procedimento elettro-chimico.

Allo stesso modo le batterie a base di sodio sono sconsigliate dato che hanno un pessima capacità di tenuta dato che parte dell'energia viene impiegata per lavorare alla sua temperatura di lavoro, ovvero 300°C.

Altre tipologie di batterie basate su metallo-aria e sulla reazione di ossido-riduzione sono in fase di ricerca, quest'ultima in particolare non avrebbe alcun degrado per via dei numerosi cicli di scarica e non presenterebbe alcuna forma di auto scarica, tuttavia non sono ancora tecnologicamente pronte per essere introdotte sul mercato.

Le singole batterie sono di solito raggruppate in grandi gruppi di varia tensione e capacità per ottenere l'energia richiesta. La durata delle batterie dovrebbe essere considerata quando si calcola il costo di investimento, in quanto le batterie si consumano e devono essere sostituite. Il decadimento delle batterie dipende da numerosi fattori, tra cui stress ed impulsi di corrente, che riducono la vita utile e le prestazioni della batteria stessa.

Dunque la vita della batteria è un fattore importante. È necessario valutare i cicli di carica e scarica, infatti, nel nostro ambito sono necessari frequenti cicli di questo genere, perciò è necessario considerare questo parametro onde evitare costi aggiuntivi all'investimento dovuti a sostituzioni e manutenzioni eccessive.

Da ultimo vogliamo riportare una tabella riassuntiva (Figura 2-2) di quanto detto sugli accumuli, sia per quanto riguarda supercondensatori (EDLC) che le batterie.

Come si può notare nella tabella sono stati inseriti i dati relativi agli accumuli magnetici (SMES) che ai volani.

I volani come suddetto non vengono usati per i problemi di capacità di tenuta (anche se in ambito ferroviario non è richiesto un immagazzinamento duraturo dato che l'energia accumulata deve essere utilizzata in continuo) e problemi di effetto giroscopico. Mentre gli accumuli magnetici non vengono utilizzati pur avendo alta efficienza dato che richiedono altissimi costi di investimento e d'impianto in opera per il refrigeramento.

In ultimo vogliamo mettere in evidenza alcune semplici considerazioni che saranno poi utili per il confronto tra gli accumuli che si vedono in tabella riportata in Figura 2-2:

- le batterie hanno più densità di energia rispetto a supercondensatori accumuli magnetici e volani;
- le batterie al litio hanno la maggior densità di energia per unità di volume e peso (più compatte al contrario dei supercondensatori) quindi si predispongono bene per la tecnologia *on-board*;
- i supercondensatori sono migliori delle batterie per la loro velocità di risposta (inseguono meglio la richiesta del carico);
- tutti i sistemi di accumulo hanno un'efficienza dei cicli di carica/scarica mediamente del 95% ;
- auto-scarica (o capacità di tenuta) è un altro parametro importante anche se in ambito ferroviario non è necessario avere degli accumuli duraturi;

- durabilità è importante per il costo di investimento dato che è dovuta al numero di cicli di carica/scarica effettuabili; in particolare gli EDLC sono di gran lunga i migliori;
- il costo per unità di potenza è decisamente inferiore nei supercondensatori (fattore molto influente nella scelta insieme alla durabilità).

Main features of major ESSs technologies for urban rail applications.

	Energy and power density			Discharge time	Efficiency (%)	Self-discharge (daily% of rated capacity)	Durability (number of cycles)	Capital cost (\$/kW h)	Capital cost (\$/kW)
	W h/kg	W/kg	kW h/m ³						
lead-acid batteries	20-50	25-300	50-80	Seconds-hours	70-90	0.05-0.3	200-2000	50-400	300-600
Ni-Cd batteries	30-75	50-300	60-150	Seconds-hours	60-80	0.2-0.6	1500-3000	400-2400	500-1500
NiMH batteries	60-80	200-250	100-150	Seconds-hours	65-70	1-2	1500-3000	400-2400	-
Li-ion batteries	75-200	100-350	150-500	Seconds-hours	90-100	0.1-0.3	1000-10,000	500-2500	1200-4000
Li-poly batteries	100-200	150-350	150-200	Seconds-hours	90-100	0.15	600-1500	900-1300	-
NaS batteries	120-240	120-230	110-250	Seconds-hours	75-90	20	2000-3000	300-500	1000-3000
ZEBRA batteries	100-120	150-200	120-180	Seconds-hours	85-90	15	>2500	100-200	150-300
Flywheel	5-100	1000-5000	20-80	Milliseconds-minutes	90-95	100	<10 ⁷	1000-5000	250-350
EDLC	2.5-15	500-5000	10-30	Milliseconds-minutes	90-100	20-40	<10 ⁶	300-2000	100-300
SMES	0.5-5	500-2000	0.2-2.5	Milliseconds-seconds	95-100	10-15	>100,000	1000-10,000	200-300

Figura 2-2. Proprietà dei diversi accumuli

2.4 Considerazioni finali

I veicoli elettrici, come molti altri sistemi elettrici, hanno una caratteristica comune nei loro profili di carico; questi carichi richiedono correnti impulsive.

La durata tipica di questi impulsi va di solito dalle centinaia di millisecondi a qualche secondo.

Per questo motivo i supercondensatori si prestano bene come sistema di accumulo.

A titolo di esempio, ricerche sui veicoli elettrici hanno dimostrato che la combinazione di super-condensatori e batterie rende una maggior autonomia e una miglior efficienza di accumulo rispetto al sistema di sole batterie; ad ogni modo in ambito ferroviario non si predilige questa tecnologia dato che l'uso a cui sarebbe destinato non giustificerebbe il costo di investimento, oltre all'ingombro non accettabile che ne conseguirebbe.

Per completezza si vuole far notare che il sistema sopra citato composto da batteria e super-condensatore, consentirebbe accelerazioni e decelerazioni con le minime perdite di energia e permetterebbe di ridurre gli stress sulla batteria, poiché i picchi ad elevata potenza vengono assorbiti dal super-condensatore. Inoltre permetterebbe una maggior vita utile della batteria in quanto l'estrazione di corrente avviene a bassi livelli.

I super-condensatori non sono adatti per immagazzinare sufficiente energia rispetto alle batterie, ma, al contrario, sono capaci di accettare energia durante la frenatura a recupero e rigenerarla subito dopo per un'accelerazione. Inoltre i super-condensatori hanno dinamiche e densità di potenza elevate, sono cioè capaci di assorbire e dare potenza molto velocemente, molto efficacemente rispetto alle batterie e possono essere caricati/scaricati più di un milione di volte. La densità di potenza, i cicli di scarica e la velocità con cui questi cicli avvengono (mediamente un ciclo ogni 10 minuti), sono parametri fondamentali. Per questo motivo in fase di accelerazione dei treni essi riescono a spianare le c.d.t. dovute alle forti correnti di spunto. Le batterie al contrario hanno un numero di cicli ridotto, ma riescono ad immagazzinare elevati livelli di energia.

Si può quindi dire che il super-condensatore è utile per le domande transitorie di potenza, mentre la batteria per le richieste di energia costante.

La velocità di risposta e quindi la capacità di inseguire i picchi di potenza è determinante per la scelta dell'accumulo in ambito rotabile dove sono richiesti dei picchi considerevoli. Oltretutto accumulare mediante batterie risulta molto voluminoso e comporta un sovraccarico di peso del treno nel caso di sistemi *on-board*.

Come vedremo, gli accumuli in generale possono essere utilizzati sia con tecnologia *on-board* che stazionaria, ovvero disposti in sottostazioni già esistenti e in appositi spazi oppure in sottostazioni di immagazzinamento dell'energia costruite appositamente.

Ognuna delle due tecnologie ha i suoi vantaggi, in seguito vedremo un'analisi dettagliata. Come primo approccio si può intuire che l'*on-board* ha meno perdite e immediati tempi di intervento. Al contrario è problematico l'ingombro e il peso che deriva dalla sua dislocazione a bordo del mezzo. Mentre gli accumuli stazionari possono sicuramente evitare i problemi di dimensioni ma non quelli legati alla distanza inevitabile dal treno che si trova in fase di frenatura o di accelerazione, la quale determina delle perdite di potenza. Ad ogni modo si può prevedere di posizionare i banchi di recupero di energia secondo la

massima efficienza lungo la linea (facendo delle stime per prevedere dove il treno attua la frenatura con recupero in modo da costruire nei pressi dei sistemi di stoccaggio dell'energia), solitamente vicino alle stazioni dei passeggeri.

2.5 Soluzioni impiantistiche

Vengono ora esposte alcune soluzioni impiantistiche adottate per il recupero dell'energia durante la fase di frenatura.

Grazie a questi sistemi di recupero, si ottengono sicuramente dei *benefit* comuni a tutte le soluzioni, ovvero:

- spianamento della curva di richiesta di potenza alla SSE in fase di accelerazione dei treni i quali richiedono potenza agli accumuli anziché alla sottostazione;
- conseguente riduzione dei costi dell'energia e minori perdite Joule in linea dato che vi sono correnti inferiori che provengono dalla SSE;
- minori cadute di tensione e quindi possibilità di aumentare il traffico ferroviario;
- più potenza disponibile in caso di emergenza e nelle tratte passanti nei centri storici delle città, dove viene richiesto l'uso di sole batterie per l'alimentazione dei treni (problemi di impatto visivo);

2.5.1 Applicazione con accumuli on-board

Questo tipo di applicazione prevede l'utilizzo di accumuli allocati nei treni i quali fanno in modo che ogni mezzo usi la propria riserva energetica per usarla in fase di avviamento. È un sistema molto efficiente in quanto riduce al massimo le perdite di linea data la loro posizione, anche se al contrario il loro peso e il loro volume è fonte di ingombro. A tal proposito è stato dimostrato che l'ingombro richiede una richiesta maggiore di energia alle SSE del 1-2 %. Uno studio effettuato nei sistemi ferroviari della città di Roma [33], dimostra che l'Accumulo riduce i picchi di richiesta di potenza alla SSE del 50%, le c.d.t. dell'1% e recupera il 30% del energia che andrebbe altrimenti persa. Essa è una tecnologia che di solito viene prevista in fase di progetto di un nuovo treno piuttosto che installata su treni datati. Inoltre l'uso dell'accumulo *on-board* rende i treni indipendenti dallo stato del traffico dato che ogni treno ha la propria riserva.

Viene riportato di seguito uno schema di impianto. Come si vede è necessario inserire un inverter, il quale permette al motore di essere regolato e fare la frenatura elettrica agendo sul controllo della frequenza.

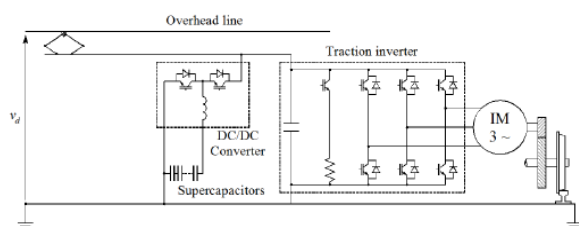


Figura 2-3. Schema d'impianto *on-board*

La progettazione degli accumuli *on-board* viene pensata a seconda delle funzioni che dovrà svolgere il mezzo rotabile. Sicuramente bisognerà fare in modo che il treno assorba sia dalla rete che dal proprio sistema di accumulo. Dunque stabilire se esso dovrà accumulare tutta l'energia possibile dalla frenata, se dovrà percorrere tratti in cui viene alimentato solamente dall'accumulo oppure se l'obiettivo è quello di ridurre al minimo le c.d.t.(evitando di avere una c.d.t. superiore al 33% della nominale[5]). Come criterio di base è sensato predisporre un accumulo che quanto meno assorba la maggior parte dell'energia resa disponibile, altrimenti l'investimento sarebbe vano.

In merito a quanto suddetto, in ambito rotabile si predilige l'uso dei super-condensatori. Perciò verranno fatte alcune considerazioni a riguardo.

Il dimensionamento delle capacità può essere effettuato considerando i costi, ma anche in modo da evitare di installare un accumulo che raggiunga il massimo accumulabile raramente. Un'idea potrebbe essere quella di dimensionare sulla massima energia prodotta in frenata con l'aggiunta di una quota parte destinata alle emergenze *blackout*. Per avere un ordine di grandezza si può vedere un esempio reale [5], secondo il quale usando dei supercondensatori, con moduli da 210F e del peso di 30kg si ottiene un progetto finale con 189 di moduli del peso di 5670kg e con un volume occupato di 8.32 m³. In figura vengono riportati a titolo d'esempio dei differenti valori standard per un modulo di super-condensatori:

MAIN CHARACTERISTICS OF SUPERCAPACITOR MODULES

Rated voltage [V]	125
Capacitance [F]	63
DC series resistance [mΩ]	18
Max current [A]	750
Energy available (75% SOC) [Wh]	101.7
Module weight [kg]	165
Module size [mm]	1200x629x288

Figura 2-4. Caratteristiche principali di un modulo di super-condensatori

Qualsiasi sia la funzione dell'accumulo, bisogna prevedere in ogni caso i banchi di resistenze per dissipare l'energia in esubero e nel caso in cui si voglia scaricare il sistema d'accumulo. Ad ogni modo è sempre opportuno stimare il giusto compromesso tra il valore di massima efficienza del sistema, dell'ingombro e del costo di investimento necessario.

In conclusione dobbiamo osservare che la maggior difficoltà di questo sistema è quello di determinare la corrente di *set-point*. Una corrente troppo bassa causa la scarica completa dei banchi di accumulo prima che la fase di accelerazione (e quindi di assorbimento) sia terminata con conseguente aumento delle perdite e della corrente sulla catenaria. Al contrario una corrente di *set-point* troppo alta implica una insufficiente utilizzazione della capacità dei super-condensatori. Il *set-point* ottimale viene determinato in funzione del stato di carica dei super-condensatori e della quantità di energia recuperabile durante il processo di frenata. Tuttavia, è difficoltoso stimare la quantità di energia recuperabile in frenatura, perché dipende strettamente dal profilo di velocità del veicolo.

Un ulteriore aspetto della strategia di controllo è la regolazione dei flussi di potenza per mantenere costante la corrente di linea. Come si vede in Figura 2-5, è possibile definire sul piano ($I_d; V_{SC}$), l'area di lavoro del controllore e quindi i limiti sia di corrente che tensione. Al di fuori di questa zona i super-condensatori vengono scollegati dalla rete. I limiti superiore ed inferiore di tensione dei super-condensatori $V_{SC,min}$ e $V_{SC,max}$, devono essere scelti sulla base della quantità della domanda di energia sia in fase di accelerazione che di decelerazione. Il controllore agisce non appena la corrente di linea effettiva è inferiore rispetto al *set-point* e quando è verificata la condizione: $V_{SC,max} \leq V_{SC} \leq V_{SC,min}$. Il controllo farà in modo di non caricare l'accumulo oltre la soglia superiore e di non scaricarlo sotto la soglia inferiore. Pertanto, la linea di *set-point* definisce la carica e la scarica a settori. In particolare, quando la corrente assorbita in linea è superiore al set-

point, i super-condensatori forniscono la potenza necessaria al motore e a sostenere la catenaria. Se la corrente di linea è inferiore a quella di riferimento, la catenaria carica i super-condensatori.

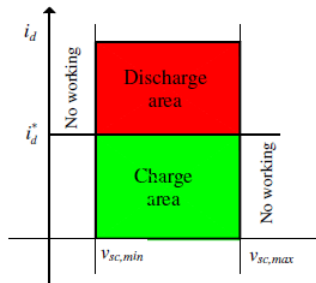


Figura 2-5. Diagramma di controllo per la regolazione della carica/scarica

Per quanto riguarda l'installazione si dovrà tenere conto che la massa del mezzo subisce un aumento di circa il 10%, dunque servirà più spazio per il cablaggio. Alcuni studi prevedono l'installazione sul tetto. Ad ogni modo devono essere presenti strutture (ingombranti) dove alloggiare i supercondensatori. Il caso studio di Roma [7] in base al progetto prevedrebbe un ingombro di $18 \times 1,2 \text{ m}^2$, opportunamente distribuito su tutti i vagoni e con un risparmio complessivo del 30% di energia che altrimenti sarebbe dissipata.

Un vantaggio immediato di questi sistemi è quello di poter avere SSE più distanti tra loro dato che i super-condensatori compensano la richiesta. Pertanto sono sistemi ideali laddove sono presenti limiti costruttivi.

Inoltre in caso di emergenza *blackout*, il sistema di accumulo deve prevedere la carica necessaria per poter trainare il mezzo fino alla stazione successiva, qualunque sia la posizione del treno nel momento in cui si verifica la mancata alimentazione. È stato stimato nell'articolo [5] che la posizione peggiore che si può verificare in caso di blackout sia quella in cui il treno sia appena uscito da una stazione per dirigersi a quella successiva. Infatti per motivi di sicurezza non essendo possibile far tornare il treno indietro bisognerà trainarlo alla stazione successiva. Sempre con riferimento all'esempio Milanese sopra citato, gli autori dell'articolo hanno determinato che 8.88kWh è il minimo livello di energia che bisogna avere accumulato per garantire questo spostamento. Tale spostamento inoltre è stato calcolato in maniera tale che il treno debba avere una velocità minima per il compimento dello scopo (velocità inferiore alla nominale), così da evitare un eccessivo accumulo.

Infine per il controllo dell'accumulo *on-board* è necessario verificare: lo stato di carica, la velocità del veicolo, la richiesta di potenza in fase di accelerazione del treno su cui viene concepito il sistema e la tensione di rete. In questa maniera si potrà fare in modo che l'accumulo abbia a disposizione tutta la potenza richiesta dal treno e al contrario sia scarica a sufficienza durante la fase di regime del treno, in maniera da poter accogliere la massima energia in frenata.

2.5.2 *Analisi su diverse tecnologie on-board*

La migliore prestazione per questo tipo di tecnologia è data dai supercondensatori i quali hanno velocità di risposta elevata, grande densità di potenza, un costo relativamente basso. L'inconveniente di questo accumulo è quello di avere una bassa densità di energia. Quindi si dovrà evitare l'uso dei super-condensatori, dove è prevista l'alimentazione del treno autonoma (senza pantografo). In quel caso si usano solitamente delle batterie (Li-ione o NiMH).

Negli ultimi anni si stanno ricercando tecnologie di coesistenza tra supercondensatori e batterie proprio per far fronte a questi problemi con lo scopo di sfruttare i supercondensatori in fase di accelerazione e le batterie nelle fasi di *coasting* e di *catenary-free operation*. Il risultato in termini di rendimento sarebbe alto infatti così facendo le batterie sarebbero meno sollecitate e aumenterebbero la loro durabilità non dovendo intervenire durante i picchi di richiesta di potenza. Ad ogni modo tali indagini portano a risultati in termini economici molto dispendiosi.

2.5.3 Sviluppo e ricerca dei diversi accumuli on-board

Ref.	EES	Study ^a	Main purpose	Main results
[2]	EDLC	T	Design for energy consumption reduction	- Energy savings of 18–33% in one Brussels tram line
[3]	EDLC	T	Sizing for energy consumption reduction	- Energy savings of 26.3–35.8% in one Brussels metro line
[4]	EDLC	T	Assessment of energy consumption reduction	- Energy savings of 24% in one Madrid metro line
[5]	EDLC	T	Assessment of energy consumption reduction	- Energy savings of 30% in Blackpool tramway
[6]	EDLC	T	Control for energy consumption reduction	- Method validation by means of simulations
[7]	EDLC	T/E	Control for energy savings and voltage stabilisation	- Method validation at laboratory - Energy savings of 12%
[8]	EDLC	T/E	Assessment of energy consumption reduction	- Energy savings of 19.4–25.6% in Mannheim tramway
[9]	EDLC	T/E	Control for energy consumption reduction	- Method validation at laboratory - Energy savings of 38%
[10]	EDLC	T/E	Sizing and control for power peak reduction	- Method validation at laboratory - 50% of power peak reduction - 30% energy recovery
[11]	EDLC	T/E	Control for power peak reduction	- Method validation by means of simulation and laboratory tests
[12]	EDLC	T/E	Development for catenary-free operation	- Validation in real tramway system
[13]	EDLC	T/E	Development for catenary-free operation	- Preliminary test results at laboratory level
[14,15]	EDLC	T/E	Testing MITRAC™ Energy Saver	- 30% of energy savings in Mannheim IRV system - 50% of power peak reduction
[16]	EDLC	T/E	Development for energy consumption reduction	- Method validation at laboratory level
[17]	EDLC	E	Development for energy consumption reduction and catenary-free operation	- Energy savings of 16% in one tram line in Paris - 300 m of autonomy
[18]	Flywheel	E	Development for energy savings	- Construction of a prototype by CCM
[19]	Li-ion	T/E	Development for energy savings	- 30% of energy savings in one light rail line in Sapporo
[20]	Li-poly	T	Development for catenary-free operation	- Validation of the system with simulations
[21]	EDLC + NiMH	E	Testing Citras [®] HES	- 10.8% of energy savings in IRV in south Lisbon - 2.5 km of autonomy

^a T: Theoretical; E: Experimental.

Figura 2-6. Ricerca bibliografica *on-board*

Per facilitare il confronto ci baseremo su una tabella il cui contenuto riassume una serie di articoli di casi studio sulle diverse tecnologie impiegate.

La maggior parte delle ricerche coinvolgono l'uso dei super-condensatori (EDLC) e dimostrano che sono i più adatti per i sistemi mobili, tant'è vero che le aziende preferiscono investire nel loro sviluppo.

Per quanto riguarda l'uso delle batterie nei mezzi rotabili, non sono presenti molti studi in letteratura. Il motivo è dovuto alla loro scarsa densità di potenza disponibile e la corta durata della vita rispetto a quanta ne servirebbe. Anche se recenti approfondimenti teorici riguardo le batterie Li-ione danno simulazione con risultati positivi e promettenti per un eventuale uso *on-board* soprattutto dove è previsto l'uso in *free-catenary operation* (articoli [19] e [21] di Figura 3-6).

A tal proposito si vuole citare l'uso combinato di batterie e supercondensatori, i cui studi difficilmente reperibili fanno intuire che dovremo aspettare a lungo prima di vedere il suo uso pratico.

2.5.4 Applicazioni con SSE stazionarie di solo accumulo: ESSs

Il sistema di accumulo stazionario si occupa di ricevere tutta l'energia che non può essere usata istantaneamente nella fase di recupero e di distribuirla a tutti quei treni situati nella stessa sezione elettrica della sottostazione che sono nella fase di accelerazione come rappresentato in Figura 2-7

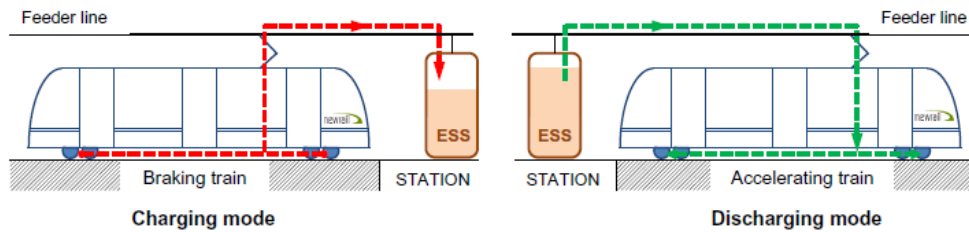


Figura 2-7. Flusso di energia in frenatura e accelerazione

Si riportano altre Figure 2-8 e 2-9, le quali raffigurano la meglio la direzione dei flussi di potenza sia in fase di carica dell'accumulo che di scarica:

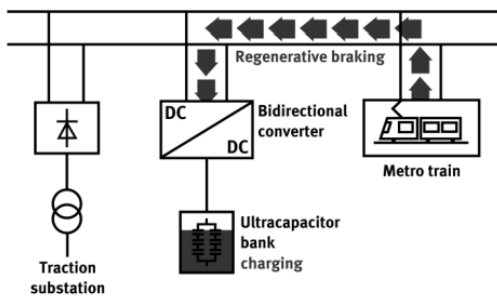


Figura 2-8. Flusso di energia in frenata

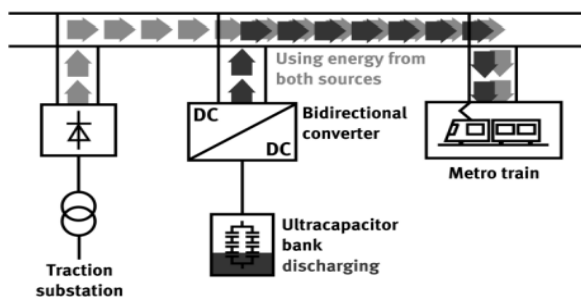


Figura 2-9. Flusso di energia in accelerazione

Un esempio di queste particolari sottostazioni è rappresentato in Figura 2-10.

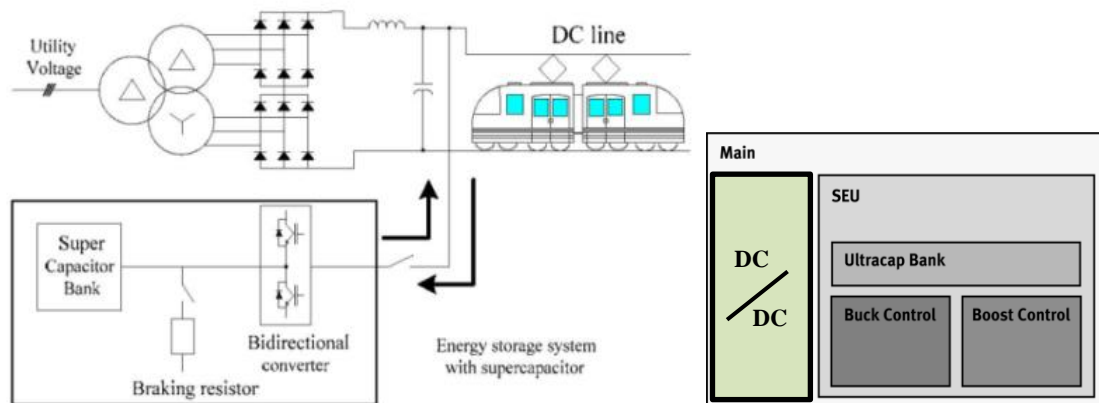


Figura 2-10. SSE di accumulo

Esse lavorano in parallelo alle normali SSE, e sono formate essenzialmente da banche di accumulo e convertitori di potenza DC/DC, che servono per accogliere l'energia in ingresso in maniera adeguata da non provocare danni all'accumulo e viceversa per riconsegnarla alla rete in caso di esigenza seguendo i criteri di rete.

Secondo [6] si può stimare la rendita totale nella seguente maniera:

$$TR = \text{numero fermate} \cdot \text{tariffa energia} \cdot \text{efficienza} \cdot \text{energia totale}$$

Dove:

- Per il numero di fermate si intende la quantità media complessiva annuale di arresti nei pressi delle stazioni dei passeggeri, ovvero nelle vicinanze delle sottostazioni di super-condensatori. Questo valore deriva dai numeri statistici degli intervalli di arresto, tenendo conto delle due direzioni di percorrenza, delle ore di punta e delle ore non di punta, così come i giorni festivi e feriali;
- la tariffazione dell'energia viene definita come il costo dell'energia al kWh;
- efficienza solitamente può essere considerata intorno al 90% e si riferisce a quella dei banche di accumulo, ma anche a quella dei convertitori;
- l'energia totale è quella recuperabile da ogni scenario previsto.

I processi di carica e scarica avvengono mediante controllo elettronico che si regola in base al controllo della tensione di linea, infatti:

- se si presenta una sovratensione per via della fase di recupero, allora la sottostazione opera in ri-carica e assorbe la quota parte di energia necessaria per mantenere costante la tensione;
- se si verifica una c.d.t. le sottostazioni consegnano l'energia immagazzinata al fine di stare nella soglia di tensione nominale di rete.

Queste particolari sottostazioni vengono installate in sottostazioni esistenti oppure costruite appositamente e dislocate in punti strategici a seconda della lunghezza del percorso rotabile dove si hanno maggiori fluttuazioni delle tensioni.

Per distanze lunghe vengono disposti sottostazioni di accumulo in maniera da avere c.d.t. modeste. Inoltre bisognerà considerare il numero di possibili frenate (ovvero in prossimità delle stazioni dei passeggeri) in maniera da considerare quest'altro fattore così che i banchi di accumulo possano essere il più possibile vicino al luogo dove avviene la frenatura rigenerativa (in maniera da ridurre le perdite resistive per il trasporto dell'energia che deve essere stoccata).

Le ESSs hanno il compito di ridurre la richiesta globale di energia dell'intero sistema dalla rete oltre a come già accennato quello di stabilizzare la tensione nei nodi meno robusti, soprattutto nei casi in cui si ha la possibilità di avere ponti reversibili per il ricircolo con la rete dell'energia recuperata.

Infatti con questa tecnologia è possibile eliminare maggiori richieste di energia per compensare le c.d.t. in una linea alimentata a sbalzo.

Si può concludere che come nell'*on-board* con questo sistema si registra un notevole risultato in termini di spianamento della richiesta di potenza dalla rete nelle fasi di accelerazione dei treni.

Essendo stazioni strategicamente posizionate lungo il tracciato ferroviario, si possono trarre dei benefici anche in termini di sicurezza, infatti riferendoci al caso del *blackout*, è possibile trainare il mezzo fino alla stazione successiva senza problemi (qualsiasi sia la posizione del treno al manifestarsi dell'evento).

Un valore aggiunto è quello di non avere limiti di spazio in termini di ingombro e di peso, se non quelli legati alle restrizioni di realizzazione di impianto, ma in ogni caso minori rispetto a quelle che si possono presentare nei sistemi con accumulo mobile.

Inoltre è possibile accumulare l'energia in frenata proveniente da più di un treno e in tempi diversi finché non si raggiunge il massimo valore accumulabile. Alla stessa maniera consegnare l'energia a tutti i treni che ne hanno bisogno.

A tal proposito la fase di dimensionamento dovrà prevedere la maggior quantità di energia accumulabile (coi giusti compromessi di costo [6]) tenendo conto della circolazione dei treni perciò della variabilità del traffico e le *time-table* così da considerare pure i sincronismi. Infatti la ricettività della rete è strettamente influenzata dalla frequenza dei treni e la relativa capacità degli accumuli sarà ovviamente differente per ogni scenario.

Un'ulteriore nota riguarda il fatto che se l'accumulo viene fatto su un percorso sufficientemente lungo da permettere al treno di arrivare ad una velocità di regime alta, è conveniente progettare le SSE per accumulare tutta la quantità di energia resa disponibile. Per quanto riguarda la frequenza dei treni si potrà dimensionare un accumulo inferiore nel caso in cui l'alta densità di traffico possa favorire lo scambio di energia diretto tra i treni.

Detto ciò si deduce un'importante proprietà di questa tecnologia, ovvero quella di poter personalizzare a seconda del tracciato la capacità di accumulo, evitando di sovradimensionare o sottodimensionare l'impianto e perciò sfruttando l'intero potenziale a disposizione (conformemente al giusto compromesso con i costi di investimento).

Data la loro posizione si intuisce che questo sistema ha minore efficienza. Infatti è necessario studiare la loro posizione nella maniera più congeniale, essendo queste particolari stazioni elettriche inevitabilmente distanti dal treno in frenata e da quello in accelerazione, si avranno più perdite.

Dunque saranno necessari maggiori studi in fase di progetto, uno di questi viene analizzato nell'articolo anche se di scarso interesse.

Infine si vuole riportare lo studio di analisi svolto nella metro di Medellín in Colombia [6], in cui viene visionata la stabilità del livello di tensione delle catenarie in differenti circostanze. Infatti vengono tracciati e confrontati dei grafici con l'andamento delle tensioni al variare della distanza.

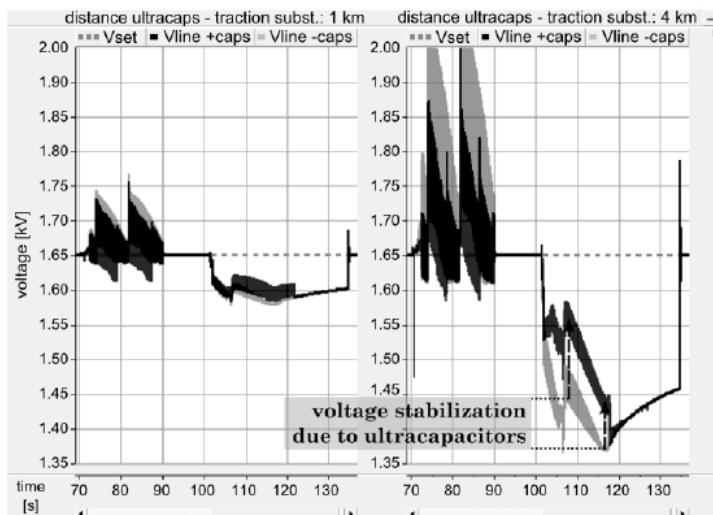


Figura 2-11. Andamento delle tensioni al variare della distanza

Come si vede in Figura 2-11 il segnale grigio chiaro illustra la dipendenza di tali cadute di tensione sulla resistenza di linea (la quale aumenta con la distanza dalla sottostazione di circa $50\text{m}\Omega/\text{km}$). Il segnale grigio scuro è lo stesso profilo delle tensioni misurato dopo aver collegato i banchi di accumulato.

I due grafici si riferiscono a due scenari differenti, in cui si mettono a confronto la distanza minima e la massima tra due sottostazioni:

- il grafico a sinistra stima un percorso con distanza di 1Km e $R=50\text{ m}\Omega$;
- il grafico a destra stima un percorso con distanza di 4Km e $R=200\text{ m}\Omega$.

2.5.5 Analisi delle diverse tecnologie di accumulo stazionario lungo linea

A differenza degli accumuli mobili, le tecnologie adatte per questo tipo di accumulo sono molte.

I super-condensatori come sappiamo sono efficaci sia per spianare la curva di richiesta di potenza alle SSE, sia perché hanno buona velocità di risposta e alta densità di potenza, ed inoltre perché svolgono bene le funzioni di stabilizzazione della tensione. Ad ogni modo la loro bassa densità di energia fa sì che il suo uso dipenda strettamente dal tipo di impianto che si vuole realizzare.

A tal proposito si potrebbero usare i volani i quali hanno migliore densità di energia ed essendo inoltre disposti in sottostazioni non darebbero problemi di effetto giroscopico e per motivi di sicurezza si potrebbero disporre sottoterra oppure in appositi containers.

Gli SMES (accumuli magnetici) sarebbero la tecnologia migliore per via delle loro prestazioni, anche se l'elevato costo e la complessa tecnologia di studio e di utilizzo sfavorisce tale tecnologia in maniera assoluta, anche per via dell'inquinamento armonico che creerebbero per via dei loro campi elettromagnetici.

Le batterie, in continua evoluzione, potrebbero garantire la migliore scelta, dato che con le batterie a base di sodio piuttosto che quelle Li-ione e NiMH hanno notevoli densità di potenza.

Ref.	ESS	Study ^a	Main purpose	Main results
[3]	EDLC	T	Sizing for energy consumption reduction	<ul style="list-style-type: none"> - Energy savings of 16.1–33.4% in one Brussels metro line - Procedure validation by simulating a tramway system - Procedure validation by means of a case simulation - Proposal of a stationary ESS for one metro line in Milan - Method validation by means of a case simulation - Procedure validation by means of simulations and laboratory tests - Procedure validation by means of simulations and laboratory tests - Energy savings of 25% in Tehran metro - Amortisation within 10 months - Operation costs reduction of 28% in Seoul Metro Line 7 - Construction of a 400-V prototype - Validation at laboratory - Validation of two prototypes in Osaka (600 V and 750 V DC) - Laboratory tests for 1,500 and 3,000 V DC systems - Laboratory tests with a scale prototype - Validation of a 150-kW prototype for 3000 V DC lines in Madrid - Validation in London metro - Validation at the New York City Transit (NYCT) network
[27]	EDLC	T	Sizing for voltage stabilisation	
[28]	EDLC	T	Sizing for voltage stabilisation	
[29]	EDLC	T	Sizing for energy savings and voltage stabilisation	
[30]	EDLC	T	Sizing for voltage stabilisation	
[31]	EDLC	T/E	Sizing for voltage stabilisation	
[32]	EDLC	T/E	Sizing for energy savings and voltage stabilisation	
[33]	EDLC	T	Development for energy consumption reduction	
[34]	EDLC	T	Sizing for energy consumption reduction	
[35]	EDLC	T/E	Development for voltage stabilisation	
[36]	EDLC	T/E	Development for energy consumption reduction and voltage stabilisation	
[37]	EDLC	T/E	Development for voltage stabilisation	
[38]	Flywheel	T/E	Development for power management	
[39]	Flywheel	E	Testing a system developed by Urengo	
[40]	NiMH	E	Testing Gigacell [®] Battery Power System	

Figura 2-12. Ricerca bibliografica delle SSE di accumulo

2.5.6 Ricerca e sviluppo delle SSE stazionarie

Nell'*on-board* si può vedere che prevalentemente si preferisce l'uso degli EDLC, anche perché è l'unica tecnologia i cui studi hanno portato a realizzare progetti sperimentali come si vede dalla tabella di Figura 2-12. Un recente articolo riguardante la metro di Seul, afferma che grazie all'utilizzo di EDLC è possibile arrivare ad avere una riduzione dell'energia consumata del 23,4%.

Come suddetto l'uso dei volani viene rivalutato nella tecnologia stazionaria. A titolo d'esempio si può citare il progetto studiato su misura per la metro di Madrid con accumulo da 150kW.

Anche in questo settore le batterie vengono poco impiegate. Un solo articolo riporta come di recente sono stati effettuati dei test in condizioni di circolazione reale della città di New York per verificare le prestazioni di batterie NiMH.

Inoltre è interessante il contenuto della tabella (Figura 2-12) che riporta tutti i casi di SSE con accumuli stazionari realmente realizzate, nei quali è riportata quella presente a New York ma anche altri due casi in cui vengono utilizzate batterie Li-ione. Da non sottovalutare i volani con ben tre impianti progettati, dove la ricerca ha portato ad ottenere impianti fino ad 1MW di potenza (Rennes in Francia).

2.5.7 Applicazioni con stazioni reversibili

Nelle reti a corrente continua come quelle ferroviarie, le sottostazioni in genere forniscono la corrente solo in una direzione e non sono in grado di restituire l'elettricità recuperata in frenatura alla rete elettrica di distribuzione alla quale le SSE sono allacciate. Questo avviene perché le sottostazioni convenzionali usano ponti a diodi e quindi permettono solamente il flusso unidirezionale di corrente. Al contrario, le sottostazioni reversibili (dette anche bidirezionali o invertenti) includono un inverter. In questa maniera l'energia rigenerata in eccesso può essere usata per tutti i servizi ferroviari (illuminazione, scale mobili, uffici) ma anche per gli ausiliari di bordo (sistema refrigerante di bordo, apertura e chiusura porte), mentre il *surplus* può essere rivenduto all'ente al fornitore di energia, dato che la rete di distribuzione MT a 50Hz è naturalmente ricettiva. Sebbene lo scopo principale delle sottostazioni reversibili è massimizzare l'energia recuperata in frenatura dalla rete a monte, si dovrebbe lasciare la priorità allo scambio naturale di energia tra veicoli. L'obiettivo di questo sistema è quello di recuperare tra il 10% e il 45% dell'energia che altrimenti sarebbe dissipata sui resistori [4]. Le sottostazioni reversibili devono inoltre essere in grado mediante l'uso di filtri di minimizzare il livello di armoniche immesse in rete, garantendo una buona qualità di alimentazione in entrambi i lati CA e CC. Inoltre riguardo l'uscita di tensione in modalità di trazione e di rigenerazione, si deve garantire una riduzione delle perdite. Se si confrontano queste sottostazioni con quelle ad accumulo stazionario, il recupero dell'energia di frenata attraverso sottostazioni reversibili può essere considerato un'opzione più efficiente in quanto presenta minori perdite di trasformazione. Tuttavia, le perdite resistive potrebbero essere relativamente alte se non viene effettuata un

analisi di messa a punto per selezionare le località più adeguata. Altro importante vantaggio delle sottostazioni reversibili rispetto alle ESS con accumulo, sono le seguenti:

- spazio ridotto dato che il ponte bidirezionale è più compatto;
- hanno vincoli di sicurezza più bassi;
- non è necessaria alcuna manutenzione, inoltre le operazioni di attuazione e riparazione non influenzano le operazioni nel sistema ferroviario.

Al contrario, le sottostazioni invertenti non consentono un funzionamento senza catenaria dei veicoli e non può essere utilizzato per stabilizzazione di tensione o scopi di riduzione di picco di richiesta di potenza. Uno dei principali ostacoli per l'uso di sottostazioni reversibili nei sistemi ferroviari urbani potrebbero essere gli elevati costi di investimento relativi per la loro installazione. Un modo per ridurre il periodo di ammortamento, potrebbe essere quello di massimizzare la rivendita dell'energia rimandata alla rete, riducendo così l'interscambio di energia rigenerata tra treni. Tuttavia, questo richiederebbe uno studio economico approfondito, considerando non solo i prezzi dell'energia stabiliti dall'ente distributore, ma anche l'aumento del consumo energetico grazie al minor scambio energetico tra veicoli. È interessante notare che procedendo in questa maniera, il periodo di ammortamento potrebbe essere inferiore a tre anni a seconda della configurazione di linea.

L'obiettivo di questa tesi è fondamentalmente quello di prediligere questa tecnologia alle altre. In seguito, nel capitolo 4, verranno svolte delle simulazioni atte a dimostrarne l'efficacia e la fattibilità.

2.5.8 Analisi delle stazioni reversibili

Come precedentemente accennato, risulta fondamentale sia la determinazione del numero ottimale sia la determinazione delle posizioni migliori in cui installare i sistemi di conversione ad inverter reversibili mediante uno studio completo e di analisi dell'intero sistema di trasporto. Esistono tecniche deterministiche che propongono di accertare l'ottimale capacità, localizzazione e controllo delle sottostazioni reversibili nelle ferrovie urbane. Applicando tali metodologie, si conclude che la soluzione ottimale è installare inverter a tiristori solo in due su cinque sottostazioni con un ammontare di energia recuperata che porterebbe un risparmio fino al 14%. Uno studio sulla fattibilità e l'interesse delle sottostazioni reversibili come mezzo per risparmiare energia in sistemi ferroviari

metropolitani è presentato anche della Società nazionale delle ferrovie francesi (SNCF). Questa società indica che la quantità di energia che potenzialmente si potrebbe rimandare alla rete di distribuzione principale del *Network Regional Express* di Parigi sarebbe del 7% circa. Recentemente sul mercato si stanno espandendo via via dei ponti essenzialmente costituiti da un ponte raddrizzatore a tiristore associato ad un convertitore ad IGBT. Nella modalità di trazione, il raddrizzatore trasforma AC in DC, mentre l'inverter funge da filtro attivo. Nella fase di recupero, a sua volta, il convertitore rigenera l'energia verso il lato AC, mentre il raddrizzatore rimane inoperante. I risultati di simulazione hanno mostrato che questo sistema sviluppato da Alstom, detto HESOP (*harmonic and energy saving optimizer*) migliorerebbe la ricettività della linea regionale Utrecht-Zwolle (Paesi Bassi) fino al 99%, consentendo un risparmio energetico di circa il 7%. Al fine di validare il sistema, due prototipi sottostazioni reversibili sono stati costruiti e testati con successo. Attualmente, Alstom commercializza sottostazione reversibili da 750 V-DC per impianti in stazioni tram. Altri progetti sviluppati da Siemens utilizzano inverter con installato in parallelo dei ponti a diodi comunemente utilizzati in cabine. Ciò consente alle sottostazioni esistenti la capacità di lavorare in maniera reversibile. Secondo il produttore, ci sono due versioni (Sitras TCI) attualmente disponibili sul mercato: per 750 e 1500 V DC sistemi alimentati. Per quanto riguarda il sistema di 750 V, è stato testato nella metropolitana di Oslo, mentre una soluzione su misura a 750 V è l'essere sviluppato per la nuova linea di centro di Singapore. Per quanto riguarda la Versione 1500 V, un caso reale applicazione può essere trovato nel Bayerische Ferroviaria Zugspitzbahn Bergbahn. Questa linea particolare presenta un grande potenziale di recupero di energia in frenata, quando i veicoli viaggiano in discesa. Purtroppo, ancora nessuna misurazione del risparmio energetico è stato fornito da Siemens finora. Anche Ingeteam ha sviluppato il suo sistema INGEBER con lo scopo di consentire alle sottostazioni DC esistenti di recuperare energia per consegnarla alla rete elettrica nazionale. Il sistema è essenzialmente costituito da un convertitore DC / AC installato in parallelo al raddrizzatore di sottostazioni esistenti. Al fine di dimostrare la fattibilità di INGEBETER, un prototipo è stato installato nel sistema della metropolitana di Bilbao (Spagna) nel mese di agosto 2009. Il sistema è stato in grado di risparmiare fino al 11% dell'energia annuale consumata dalla sottostazione. Infine, è interessante evidenziare un recente progetto guidato da la Southeastern Pennsylvania *Transportation Authority* (SEPTA), dove la combinazione di stoccaggio di energia e di ritorno alla principale alla rete è stata proposta per la prima volta. Questo innovativa

soluzione integra le sottostazioni basate con accumulo a batterie (*Intensium Max di Saft*) con una tecnologia *smart grid* sviluppata da *ViridityEnergy*. Il flusso di energia nel sistema è gestito in funzione del prezzo di mercato dell'energia elettrica, lo stato della batteria di carica e la disponibilità di energia di frenatura dai treni. Con questo progetto l'azienda si è posta l'obiettivo di recuperare l'intera energia in fase di frenatura col massimo beneficio possibile atto ad avere la massima efficienza.

2.6 Considerazioni finali sulle soluzioni impiantistiche

È stata presentata una panoramica completa delle tecnologie attualmente disponibili per il recupero e la gestione dell'energia di frenatura ferroviaria. Sono state discusse diverse metodologie per aumentare l'interscambio di energia rigenerata tra convogli ed è stata fatta una piccola revisione sullo stato dell'arte attuale. Si è accennato come le sottostazioni reversibili possono aumentare il recupero dell'energia in frenatura, migliorando la ricettività della linea in maniera migliore rispetto ai sistemi di accumulo. Dunque le stazioni reversibili sono vantaggiose dato che non si ha la necessità di smaltimento come negli accumuli e gli unici limiti sono riguardanti i guasti (correnti di corto-circuito) e inoltre non hanno limiti sulle prestazioni se paragonati agli accumuli.

Quando si parla degli accumuli, indipendentemente dal tipo, è strettamente necessario e senza alcun dubbio conveniente (dato il relativo basso costo) lo studio e l'ottimizzazione delle *time-table*, il cui risultato può portare ad aumentare sia l'interscambio di energia rigenerata tra veicoli in maniera diretta, sia il coordinamento della relativa quota parte ceduta all'accumulo, riducendo così il consumo totale del sistema ed i picchi di domanda.

Questo tipo di coordinamento fa in modo di far coincidere la decelerazione di un treno con l'accelerazione di un altro. I picchi, così facendo, si compensano e si riducono quelle situazioni in cui si hanno più treni in fase di avviamento di quelli in fase di frenatura. Secondo questo criterio, secondo alcuni studi è possibile recuperare fino al 14% in più di energia altrimenti persa, utilizzando un algoritmo il quale calcola tutte le possibili fermate affinché si possa avere contemporaneità di *start/stop*. Ad ogni modo avere più fermate è un beneficio per la frenatura elettrica e il conseguente recupero energetico, però al contrario è problematico per l'aspetto del *comfort* dei passeggeri (eccessive fermate) e quindi della qualità del servizio. È dunque necessario un giusto compromesso. Il processo di ottimizzazione prevede l'uso di un *software* di gestione che tenga conto dei possibili ritardi

e riesca a trovare il modo di far coincidere un treno in stop o in ritardo con un altro in accelerazione nello stesso momento. Poiché questo è uno studio relativamente a basso costo, è la prima opzione da dover effettuare per aumentare la quantità di energia recuperata nei sistemi ferroviari urbani, e lo si può effettuare in ogni caso soprattutto in quei sistemi dove le autorità locali preferiscono non installare nessun tipo di nuovo sistema di recupero.

L'elevato numero di studi scientifici, progetti dimostrativi e sistemi disponibili in commercio, dimostrano che gli accumuli stazionari e mobili possono essere considerati come una soluzione valida per migliorare l'efficienza e l'affidabilità dei sistemi. Dalla letteratura, si può concludere che risparmi energetici tra il 15% e il 30% possono essere realizzati utilizzando questo metodo. In aggiunta a ciò, è stato identificato che gli accumuli possono ridurre altri problemi quali cadute di tensione o di pronunciati picchi di consumo e inoltre sono l'unica tecnologia disponibile nelle situazioni di *free-catenary*.

Come suddetto, i sistemi di accumulo lungo i binari possono essere più adeguati di quelli a bordo quando non è richiesto il funzionamento senza alimentazione dalla catenaria. Per quanto riguarda le tecnologie disponibili per ESS stazionarie, si è concluso che EDLC, batterie e volani sono attualmente i più adatti per applicazioni ferroviaria anche se finora è stato osservato che i sistemi basati super-condensatori sono stati i più utilizzati per il loro lungo ciclo di vita, alta densità di potenza e rapidità di risposta.

È interessante notare che, Batterie Li-ion e NiMH possono essere considerati una valida alternativa ai supercondensatori anche per quanto concerne l'*on-board* quando è richiesto un alto grado di autonomia. Tuttavia, necessitano ancora più progressi in termini di durata e densità di potenza per rendere le batterie concorrenziali. Perciò potrebbero essere una valida alternativa rispetto ai supercondensatori.

Inoltre i volani fatti in materiale composito (in maniera tale da distribuire il peso con in maniera fisicamente corretta e garantire così massimo rendimento) offrono grande funzionalità, ma i loro problemi di sicurezza possono limitare l'applicazione sicuramente per le tecnologie mobili ma pure per quelle stazionarie. Volendo parlare ancora dei volani, essi presentano ad ogni modo notevoli vantaggi come quello di poter effettuare infiniti cicli di carica e scarica, avere grandi densità sia di energia che di potenza. Inoltre, mediante la misura della velocità angolare si può risalire facilmente allo stato di carica. I volani di ultima generazione sono composti da materiali a basso impatto ambientale e possono

lavorare a temperature più alte rispetto agli altri accumuli. In ogni caso come suddetto hanno una serie di inconvenienti che non ne permettono l'espansione. Infatti essi in situazioni di sovraccarico possono frantumarsi esplodendo, inoltre sono troppo pesanti, si auto-scaricano molto velocemente per via delle frizioni interne ancora più marcate nelle configurazioni *on-board*.

In conclusione la combinazione dei supercondensatori con le batterie sarebbe la soluzione più promettente per i sistemi di bordo che forniscono ottime prestazioni sia in fase di accelerazione sia nei casi di emergenza e nelle operazioni di *free-catenary*.

Da ultimo si vuole sottolineare che, l'invio alla rete di distribuzione dell'eccesso di energia rigenerata mediante l'uso di sottostazioni reversibili, è un'interessante alternativa per ridurre il consumo. Il grande vantaggio di questa opzione è che la rete elettrica AC è completamente ricettiva e, di conseguenza, tutta l'energia rigenerata può essere potenzialmente recuperata. Inoltre l'utilizzo di ponti reversibili introduce nel sistema grandi vantaggi legati al controllo della tensione.

Infine si può dire che, anche se la frenatura con recupero di energia è una tecnologia collaudata, la sua applicazione nel settore ferroviario rimane relativamente poco sfruttata. Un trasferimento di conoscenze a livello internazionale tra gli operatori, produttori e altri soggetti interessati è essenziale per raggiungere il grande ed evidente potenziale offerto da questa tecnologia, sia in termini di efficienza che di guadagno economico.

Alla luce di tutte le tecniche utilizzate per il recupero dell'energia elettrica nella fase di frenata, nei prossimi capitoli verranno svolti dei calcoli su alcuni sistemi elettrici italiani.

In particolare ci soffermeremo sul calcolo delle cadute di tensione e dell'energia recuperabile nella fase di frenatura.

L'obiettivo di questi calcoli è quello di mettere in mostra i limiti dei sistemi di recupero basati sugli accumulatori. E mettere in mostra come l'applicazione di sottostazioni reversibili possa introdurre grandi vantaggi nel sistema elettrico. Queste considerazioni sono di carattere preliminare, per considerazioni più specifiche si rimanda al capitolo 4.

2.7 *Calcolo delle cadute di tensione e rendimenti in un sistema in c.c.*

I carichi ferroviari sono un esempio di carico fortemente variabile nel tempo e nello spazio. La gestione di questi sistemi è per questo motivo molto delicata.

La tensione sulla catenaria ammette ampi margini di variazione rispetto a un normale carico elettrico, in particolare si ammette una variazione di tensione di massimo incremento del +20% e una diminuzione del -30%. Tuttavia tali limiti nonostante non siano stringenti, non sempre possono essere rispettati, e come conseguenza si ha la mancata alimentazione del treno. La normativa impone infatti che la tensione di alimentazione del treno, per il corretto funzionamento dei componenti non debba mai essere inferiore a due terzi della tensione nominale. Oggi la situazione è senza dubbio peggiorata poiché i consumi dei singoli convogli sono aumentati notevolmente.

Uno dei principali motivi di sovraccarico è legato ai servizi ausiliari (in particolare l'aria condizionata e servizi ausiliari), che contribuiscono notevolmente all'aumento del carico elettrico.

Inoltre la caduta di tensione nelle linee in corrente continua oltre ad inficiare sul corretto funzionamento dei convogli, è determinante sul rendimento della trasmissione.

Supponiamo di avere un convoglio isolato che assorbe una potenza pari a :

$$P = U_x I = (U - v_x) I$$

In cui v_x è la caduta di tensione che aumenta tanto più il treno o il mezzo elettrico in questione si allontana dalla sottostazione di alimentazione a tensione U . Quindi supponendo che il treno parta dalla sottostazione A , quando si troverà nel punto della linea incognito x , esso avrà tra A ed x una caduta di tensione pari a v_x .

Per semplicità supponiamo che la potenza erogata dalle sottostazioni (una nell'alimentazione a sbalzo, due nell'alimentazione bilaterale) sia :

$$P_0 = UI$$

Il rendimento istantaneo della linea vale:

$$\eta = \frac{P}{P_0} = 1 - \frac{v_x}{U} = 1 - \varepsilon_x$$

Quindi il rendimento dipende dalla caduta di tensione relativa ε_x .

Se si suppone un moto uniforme con velocità $\frac{dx}{dt} = cost$, il rendimento medio della linea risulta:

$$\eta = \frac{\int_0^T P dt}{P_0 T} = \frac{\int_0^L P dx}{P_0 L} = \frac{\int_0^L (U - v_x) dx}{UL} = 1 - \frac{\int_0^L v_x dx}{UL} = 1 - \frac{v_m}{U} = 1 - \varepsilon_m$$

Essendo:

- $T = L \frac{dt}{dx}$;
- v_m la caduta di tensione media;
- $\varepsilon_m = \frac{v_m}{U}$.

Ne consegue che la limitazione della caduta di tensione è legata, oltre che alla regolarità di marcia, alla necessità di avere un accettabile rendimento di linea. Possiamo osservare che il prodotto $r \cdot L$ compare in tutte le espressioni delle cadute di tensione massime, medie e nel rendimento, perciò può essere considerato un indice di qualità degli impianti di alimentazione, per migliorare tale parametro occorre aumentare la sezione della linea di contatto oppure diminuire la distanza tra le sottostazioni.

Nell'ottica di un *repowering* degli impianti è evidente come la seconda soluzione è di difficile applicazione nella maggior parte dei casi. Infatti se si pensa ai sistemi metropolitani, l'aggiunta di una sottostazione è irrealizzabile per via dell'assenza di spazi e della difficoltà di crearne di nuovi. L'aumento della sezione è invece una scelta possibile che viene spesso adottata. Nell'ambito ferroviario la sezione della catenaria nelle linee con tensione di alimentazione a 3kVcc è andata aumentando da 320mm² negli anni 60', che ammetteva una velocità massima dei veicoli di 150km/h, fino ai 440mm² degli anni 80', con velocità massima di percorrenza pari a 200km/h; oggi in alcuni punti nevralgici di intenso traffico è nei tratti ad alta velocità, la sezione può raggiungere i 610 mm².

In fase di progetto è possibile lavorare sul prodotto $L \cdot r$, agendo anche sulla distanza tra le sottostazioni.

A parità di potenza installata totale il numero delle sottostazioni può variare, e quindi varia la distanza L. Con buona approssimazione il costo complessivo aumenta con il numero delle sottostazioni dato che alcune parti, entro certi limiti, sono indipendenti dal valore

della potenza installata. Inoltre le spese di manutenzione si possono considerare semplicemente proporzionali al numero delle stesche. Tuttavia bisogna considerare che la scelta in fase di progetto non è del tutto libera per via dei vincoli riguardanti la potenza unitaria dei gruppi di conversione, la loro normalizzazione, l'ubicazione e gli allacciamenti alla rete industriale. Possiamo dunque determinare che il costo complessivo degli impianti aumenta al diminuire del prodotto $r \cdot L$. Tale prodotto viene determinato tramite un'analisi tecnico-economica, rispettando le esigenze di sicurezza, regolarità di marcia e capacità della linea. È ovvio che all'aumentare della frequenza dei convogli e alla velocità di percorrenza delle tratte, il parametro $r \cdot L$, per garantire un buon funzionamento del sistema deve essere inferiore.

2.8 Variazioni di tensione nei diversi sistemi di alimentazione

Di seguito analizzeremo le variazioni di tensione in diversi sistemi elettrici italiani.

L'alimentazione ferroviaria è un'alimentazione bilaterale, quindi ogni treno è alimentato da due estremità; a seconda della sua posizione ogni stazione fornisce il valore adeguato di corrente. Come sarà illustrato nei capitoli successivi, le sottostazioni classiche sono equipaggiate con un raddrizzatore a diodi a reazione dodecafase.

Nel seguito una stazione verrà però considerata a diodi, quindi non reversibile, mentre un'altra verrà considerata reversibile che può essere ad esempio costituita da un ponte con valvole IGBT(ad ogni modo non importa il tipo di ponte utilizzato, purché sia reversibile). Questa ipotesi ci permette di verificare la possibilità di utilizzare il ponte bidirezionale per scambiare con la rete l'energia recuperata in frenata dal treno. Il caso preso in esame è quello di un possibile *repowering* di una rete già esistente. Per questo motivo è stato considerato lo studio di una sola stazione reversibile, e non entrambe. Si è pensato di simulare questa situazione per diverse ragioni; la modifica di impianti già esistenti non è mai semplice, sia per via dei costi, che bisogna contenere il più possibile, sia per via dell'affidabilità del sistema. L'alternanza di una sottostazione reversibile a una a diodi potrebbe essere il giusto compromesso tra efficienza affidabilità e contenimento dei costi. Ovviamente questa ipotesi limita lo scambio energetico in frenata dato che non si può avere la bidirezionalità di tutti i convertitori, però simulare questo caso limite ci permetterà di capire se effettivamente questa strada è corretta oppure se è necessario l'installazione di più sottostazione reversibili. Occorre effettivamente verificare che tale soluzione sia

fattibile e non introduca nel sistema eccessive sovratensioni che limiterebbero il recupero dell'energia. Ovviamente dovremo considerare i casi specifici di carico nelle diverse sottostazioni per capire meglio il numero di sottostazioni reversibili ottimali. Per considerazioni più approfondite in seguito vedremo le simulazioni svolte riguardo.

Il modello (Figura 2-13) considerato per la fase di accelerazione è il seguente:

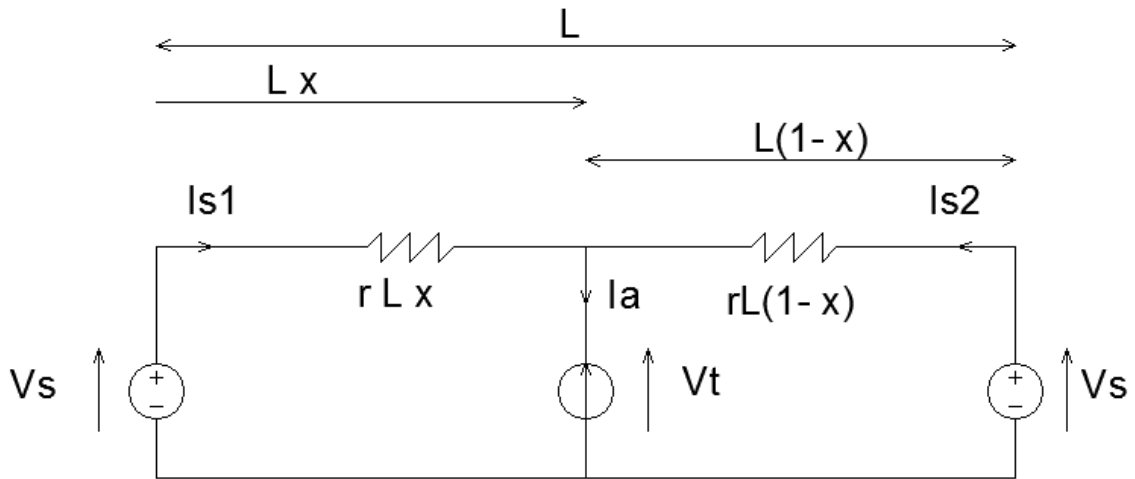


Figura 2-13. Modello circuitale alimentazione bilaterale con SSE reversibili

Inoltre è riportato il modello della fase di frenatura (in cui la SSE di sinistra si ipotizza reversibile):

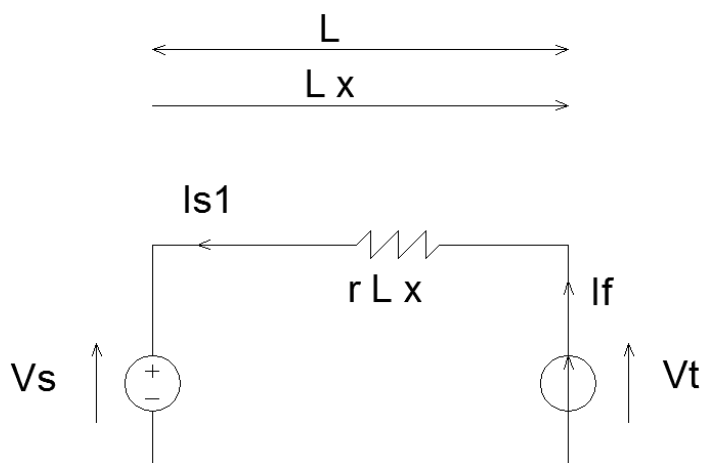


Figura 2-14. Modello circuitale con alimentazione a sbalzo

in cui:

- V_s è la tensione nominale della sottostazione;
- V_t è la tensione ai capi del treno;
- R_{tot} è la resistenza concentrata che tiene conto della resistenza della catenaria R_c e della resistenza del binario R_b , mentre viene trascurata l'induttanza della catenaria;
- L è la lunghezza della catenaria interposta tra le due sottostazioni;
- I_a e I_f sono rispettivamente la corrente assorbita dal treno in avviamento e la corrente in frenata;
- I_{s1} e I_{s2} sono le correnti erogate dalle due sottostazioni;
- x è la posizione del treno in p.u. rispetto alla lunghezza totale.

Al fine di considerare il caso peggiore di esercizio I_a , ha il valore della corrente allo spunto, che ha la massima intensità, e analogamente la corrente I_f è il valore massimo del picco di frenata.

Nella fase di accelerazione ambedue le sottostazioni erogano corrente al carico, eseguendo l'alimentazione a sbalzo dei carichi.

Il modello considerato per la fase di accelerazione conduce alla seguente formula che consente il calcolo della V_t dalla Figura 2-13:

$$V_t = V_s - V_x = V_s - rLx(1 - x)I_a$$

Nella fase di frenatura solo la stazione reversibile è recettiva, la stazione a diodi è perciò considerata a vuoto, di conseguenza la frenatura elettrica avviene con alimentazione a sbalzo solo da una sottostazione.

La formula considerata per la frenatura elettrica facendo riferimento alla Figura 2-14 è la seguente:

$$V_t = V_s + V_x = V_s + rLxI_f$$

Per la stima della corrente I_f partendo dalla potenza assorbita al pantografo bisognerebbe considerare che la tensione sul treno è variabile, e bisognerebbe impostare un problema di *load-flow*. Tuttavia per semplicità abbiamo pensato di ipotizzare che la tensione ai capi del treno fosse costante. Questa ipotesi semplificativa non lede in alcun modo le considerazioni che effettueremo. Come valore di tensione si poteva considerare un valore

medio, tuttavia al fine di considerare il caso peggiore sono stati scelti valori di tensione che garantissero il massimo assorbimento dei convogli.

2.9 Considerazioni energetiche sull'energia recuperata

Oltre alle variazioni di tensioni, sono state fatte delle considerazioni di tipo energetico, per capire quantitativamente quanta energia elettrica viene restituita alla rete durante la fase di frenatura. Tali indagini ci hanno permesso di valutare la fattibilità di accumulare l'energia direttamente a bordo treno, e pertanto, per cercare di capire quale sistema di accumulo sia più indicato. Saranno considerati i limiti legati al peso dell'accumulo e al suo volume.

L'obiettivo del nostro elaborato è quello di prediligere l'uso di stazioni reversibili che possano accogliere l'energia proveniente dalla frenata rigenerativa. Per questo motivo è necessario conoscere i vantaggi e gli svantaggi di altre tecnologie utilizzabili per il recupero energetico, in particolare i sistemi di accumulo, per i quali è stato svolto non solo uno studio teorico ma anche dei calcoli di massima per vedere la loro fattibilità di utilizzo.

In queste indagini sono stati analizzati differenti mezzi elettrici: treno, tram e metropolitana. Per questo motivo sono stati preliminarmente ricavati i diagrammi della potenza al pantografo, i quali sono stati ottenuti integrando col metodo agli elementi finiti, la legge del moto.

In particolare l'equazione del moto è la seguente:

$$T - R = M_d \frac{dv}{dt}$$

Integrando tale equazione col metodo alle differenze finite si ottiene:

$$T - R = M_d \frac{\Delta v}{\Delta t}$$

Da cui si ottiene:

$$\Delta t = M_d \frac{\Delta v}{T - R}$$

Dove M_d è la massa dinamica del mezzo, che verrà descritta nel seguito, T e R sono rispettivamente lo sforzo di trazione e lo sforzo resistente ai cerchioni.

Ora occorre considerare il diagramma sforzo-velocità. Per semplicità all'avviamento viene considerato uno sforzo costante per tutta questa fase iniziale, mentre in realtà per ottimizzare l'aderenza del veicolo, lo sforzo dovrebbe diminuire linearmente. Finita la fase di avviamento si ha la fase di accelerazione a potenza costante dove lo sforzo decresce con la legge dell'iperbole come mostrato in Figura 2-15. Invece β è un coefficiente che consideriamo unitario. Nella fase di frenatura in molti casi lo sforzo applicato ai cerchioni è differente da quello nella fase di trazione, successivamente verranno illustrati gli sforzi considerati più nel dettaglio.

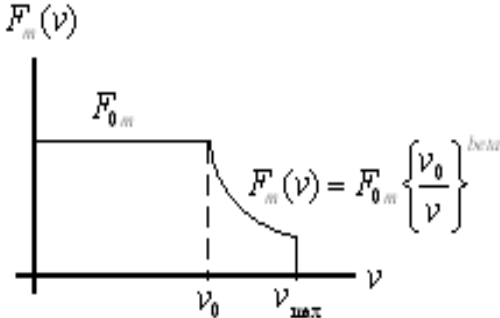


Figura 2-15. Diagramma sforzo-velocità

Noto questo diagramma ora si considera una serie K di intervalli di velocità costante, i quali rendono il metodo alle differenze finite preciso tanto più sono piccoli gli intervalli.

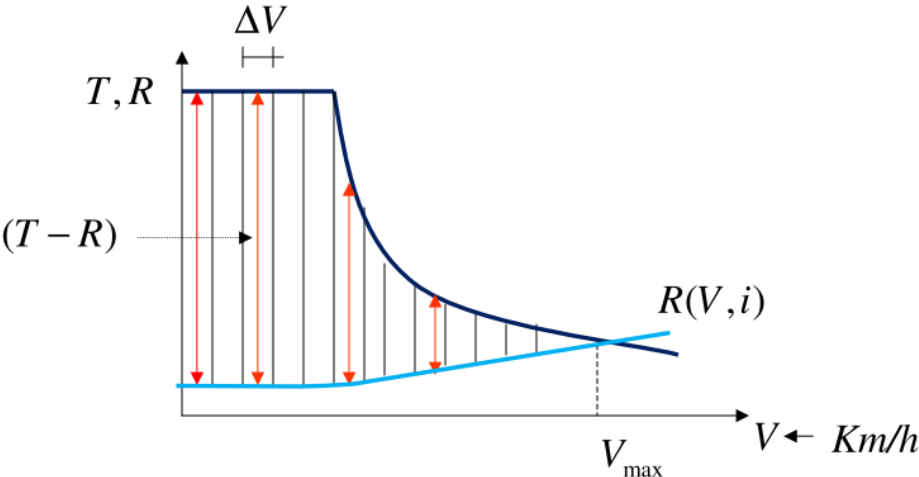


Figura 2-16. Diagramma sforzo-velocità e carico resistente

Nello specifico sono stati utilizzati 13 intervalli nella fase di avviamento, 20 nella fase di frenatura e 10 nella fase di *coasting* per un totale di 43 intervalli.

Al fine di calcolare l'infinitesimo di velocità Δv , occorre impostare il profilo di velocità che si vuole ottenere e quindi il valore massimo di velocità raggiunto dal treno prima della fase di *coasting*, il valore di velocità finale e il valore di velocità iniziale che nel nostro caso consideriamo nullo, poiché il treno parte sempre da fermo.

Noto lo sforzo applicato al veicolo alle diverse velocità, si valuta il tempo necessario al mezzo per effettuare ogni singolo salto di velocità stabilito:

$$\Delta t^k = \frac{M_d * \Delta v}{T \left(v_i^k + \frac{\Delta v}{2} \right) - R \left(v_i^k + \frac{\Delta v}{2} \right)}$$

Dove le velocità sono espresse in m/s e v_i^k è la velocità iniziale la quale come già detto è ipotizzata nulla. Noto il valore di Δt all'iterazione k-esima è possibile aggiornare il tempo, lo spazio e la velocità per l'iterazione successiva fino alla conclusione degli intervalli. Sapendo il profilo di velocità assunto dal treno nel tempo e lo sforzo applicato è possibile determinare la potenza assorbita dal treno e successivamente, considerando il tempo l'energia assorbita.

Oltre alle caratteristiche del treno, ovvero la curva sforzo-velocità occorre definire l'andamento del treno durante il percorso.

L'andamento che utilizziamo per le nostre considerazioni è quello mostrato in Figura 2-17:

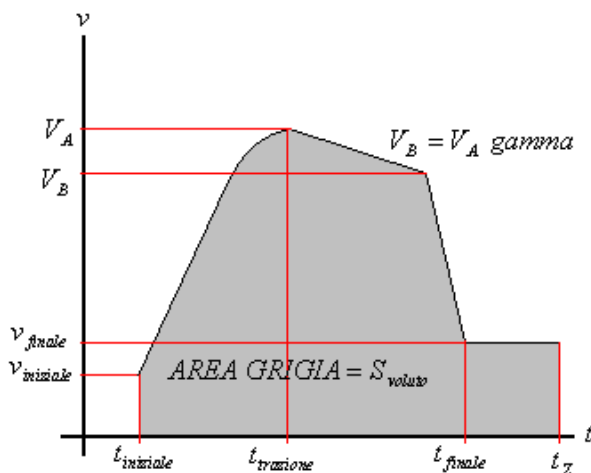


Figura 2-17. Diagramma di trazione

Il moto è diviso in tre stadi:

- tra $t_{iniziale}$ e $t_{trazione}$, vi è la fase di accelerazione, in cui viene applicato all'inizio lo sforzo massimo e successivamente lo sforzo decrescente secondo l'iperbole;
- fase di *coasting*, il treno raggiunta la velocità V_a continua per inerzia fino alla velocità V_b , in questa fase, la potenza assorbita al pantografo è nulla per ipotesi;
- fase di frenatura, in cui il treno dissipa l'energia accumulata alla velocità V_b e si arresta.

L'andamento delle velocità così strutturato è chiaramente un'ipotesi che non su tutti i veicoli che considereremo è verificata nella realtà. Infatti, nel nostro caso il treno raggiunta la velocità massima nella fase di accelerazione prosegue per inerzia rallentando fino alla velocità V_b , questa ipotesi può essere verosimile su mezzi di trazione leggera che percorrono brevi tratti, per esempio tram o metropolitane, è sicuramente inverosimile nel caso di treni merci o trasporto passeggeri. In questi casi il treno raggiunta la velocità voluta, per esempio quando è quasi alla velocità massima, la mantiene costante assorbendo dalla rete l'energia sufficiente a coprire le perdite del moto, quindi tra la fase di accelerazione e quella di frenata l'energia assorbita non è nulla. Tuttavia il nostro obiettivo è quello di capire l'energia che è necessaria dissipare nella fase di frenatura. Mentre il treno mantiene la sua velocità non accumula energia nella propria massa quindi questa energia non è di interesse nelle nostre considerazioni.

La fase di *coasting* è stata considerata perché occorre considerare che in una normale condizione di funzionamento un treno non raggiunge la velocità massima per poi frenare, quindi non avrebbe senso calcolare tale energia sulla velocità massima. La fase di *coasting* ci permette di raggiungere una velocità più bassa da cui poi calcolare l'energia da dissipare in una frenata di normale esercizio. L'idea di considerare la velocità massima tuttavia può avere senso per determinare l'energia dissipata in una frenata di emergenza, in tale circostanza il treno erogherebbe l'energia massima in rete.

Note queste considerazioni di carattere cinematico occorrono le masse del veicolo. La massa è stata stimata considerando la massa a vuoto delle motrici e delle rimorciate, M_m e M_r e la massa del carico pagante massimo. Il peso stimato per ogni passeggero secondo le convenzioni europee è pari a 70kg, il numero dei passeggeri è n espresso in pax. Da ultimo occorre considerare l'energia accumulate nelle masse rotanti, si considera quindi il momento di inerzia complessivo delle masse rotanti J , e la velocità di rotazione ω .

L'energia complessiva del sistema risulta quindi:

$$E = \frac{1}{2}(M_m + M_r + m_p n)v^2 + \frac{1}{2}J\omega^2 = \frac{1}{2}M_v v^2 + \frac{1}{2}J\omega^2 = \frac{1}{2}\left(M_v + \frac{J}{R^2}\right) = \frac{1}{2}M_d v^2$$

Nella pratica si utilizza il coefficiente β per determinare la massa dinamica:

$$M_d = M_v \beta$$

L'energia cinetica accumulata nelle masse rotanti viene considerata tramite un coefficiente β , che trasforma la massa a vuoto, in massa dinamica.

Si riportano i range per i valori di β :

- Trazione leggera (LRV, filobus): 1.09 - 1.12;
- Metropolitane - motrici: 1.0 – 1.12 , rimorciate: 1.04 – 1.06;
- Locomotive: 1.15 – 1.20;
- Rimorchi ferroviari: 1.03 – 1.06.

In ultimo occorre considerare che non tutta l'energia in frenata viene restituita alla rete, si considera quindi un rendimento di conversione pari a 0.8 che tiene conto dell'usura delle parti meccaniche e dei rendimenti elettrici.

2.10 Calcolo dell'energia recuperata e delle cadute di tensione

2.10.1 Treno TAF

Di seguito analizzeremo un treno ad alta frequentazione. La massa statica del treno in questione è di 250t, inoltre si considera una massa dinamica pari a 275t. Di seguito è rappresentato il diagramma di trazione del treno da cui poi è stato possibile ricavare la potenza al pantografo.

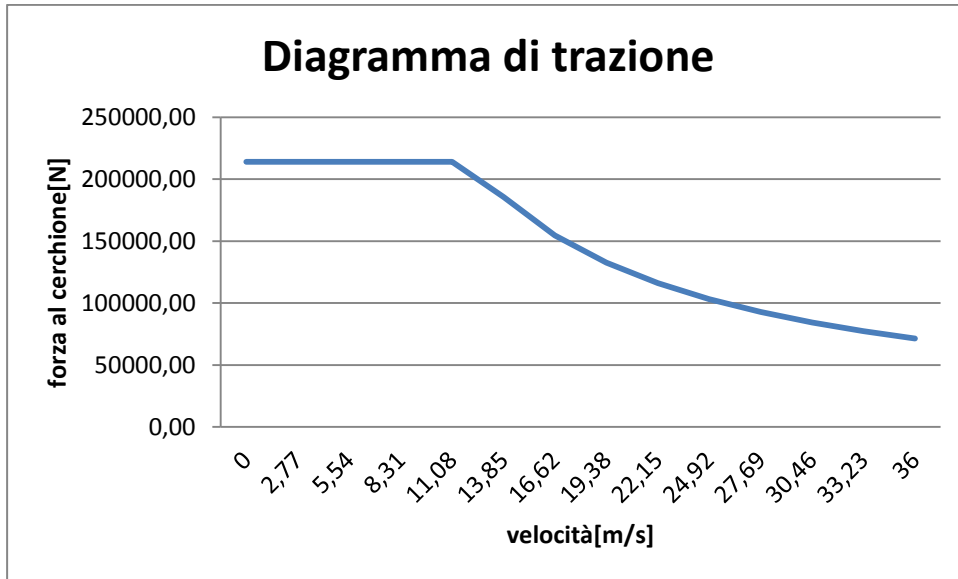


Figura 2-18. Diagramma di trazione TAF

Lo sforzo ai cerchioni allo spunto è 214kN, la velocità v_0 è pari a 43km/h e la velocità massima raggiunta dal treno durante la tratta è pari a 110km/h. In questo tipo di treno, la frenatura elettrica avviene con potenza ridotta, con uno sforzo ai cerchioni pari a 100kN. In realtà il valore di sforzo in frenata varia leggermente al variare della velocità, tuttavia in questo caso per semplicità è stato considerato costante. L'accelerazione in fase di avviamento e la decelerazione in frenata, è stata considerata pari a $1,2\text{m/s}^2$. Questo valore non è il più gravoso, infatti un treno è in grado di effettuare frenate anche di $1,3\text{m/s}^2$, tuttavia come vedremo i valori di energia e potenza ottenuti saranno comunque elevatissimi, quindi questa approssimazione che è stata fatta nella costruzione del diagramma della potenza non lede le considerazioni generali che verranno fatte.

Si riporta la formula empirica utilizzata per il calcolo dello sforzo resistente:

$$F_r = \left[1.6 + 0.02 \left(\frac{3.6v}{10} \right)^2 \right] * 9.8 M_s 10^{-3} \quad [N]$$

In cui, M_s è espressa in [kg] e la v in [m/s].

Di seguito si illustra il diagramma di assorbimento al pantografo considerato:

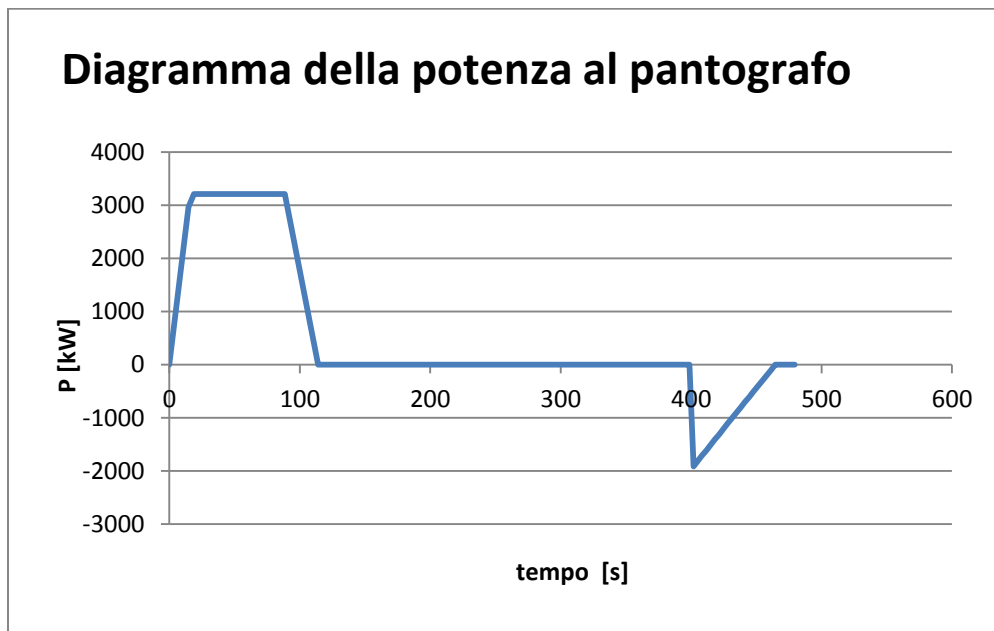


Figura 2-19. Diagramma della potenza al pantografo TAF

La potenza allo spunto è circa 3,3MW, mentre in frenata, per via delle considerazioni precedentemente illustrate si raggiunge 2MW.

Il diagramma chiaramente ipotizza una condizione di funzionamento che è probabile in condizioni standard. Infatti il treno nella prima fase accelera raggiungendo la velocità di 130km/h, che poi idealmente andrebbe mantenuta, mentre la frenatura parte dalla velocità di 80 km/h. Sotto queste ipotesi l'energia recuperata nella fase di frenatura è pari a 62MJ. Questo valore di energia è inferiore rispetto a quello che si calcolerebbe con la formula classica dell'energia $E = \frac{1}{2} M_d v^2$ poiché parte dell'energia nella fase di frenata viene smorzata dallo sforzo resistente. Questo valore di energia è quello che ci si deve aspettare con più frequenza.

Ipotizziamo invece una frenatura di emergenza. In questo caso se volessimo considerare la condizione peggiore dovremmo ipotizzare di trovarci alla velocità massima che in questo caso è 130km/h. Tuttavia occorre una considerazione, infatti l'energia che il treno ha immagazzinato nella massa non corrisponde a quella rappresentata nella prima parte del grafico corrispondente alla trazione. Infatti nell'area del grafico sono conteggiate anche le perdite dovute allo sforzo resistente. Perciò l'energia immagazzinata nel treno non è come sembrerebbe pari a 268MJ, ma è inferiore e pari a 240MJ (tale valore di energia è stato trovato annullando lo sforzo resistente solo del tratto relativo alla trazione).

Partiamo considerando il caso standard, ovvero 62MJ. Sulla base di questo dato si vuole prevedere sia un sistema di accumulo con super-condensatori che con batterie. Per questo motivo sono stati ricercati dei valori di energia specifica direttamente dai cataloghi di alcune aziende produttrici. Questi valori sono quelli che concretamente possono essere messi in commercio poiché hanno costi relativamente ridotti. Ovviamente si potevano utilizzare valori maggiorati, infatti ad oggi la ricerca permette di avere supercondensatori e batterie con un energia specifica più alta rispetto a quella considerata nei nostri calcoli, tuttavia il costo di queste apparecchiature li rende inaccessibili e inutilizzabili nei casi concreti. I valori in questione sono:

- 2.3Wh/kg, 1700W/kg per EDLC;
- 150Wh/kg, 350W/kg per le batterie Li-ion.

Da questi dati si ottengono i valori riportati in Figura 2-20:

	P_{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	2000,0	350,0	5714,3	62,0	150,0	114,8	150,0	5,7
EDLC	2000,0	1700,0	1176,5	62,0	2,3	7487,9	2,0	8,6

Figura 2-20. Peso degli accumulatori per TAF

Si può osservare come in entrambi i casi si pervenga a valori di massa troppo elevati. Infatti le batterie sono limitate dal grande valore di potenza in gioco mentre i super-

condensatori sono limitati dal valore di energia. Inoltre occorre considerare gli ingombri in termini di volume poiché è un problema non secondario nella progettazione di un mezzo di trazione come già preannunciato nella trattazione teorica.

Se invece considerassimo, la frenatura di emergenza, la situazione è quella riportata nella Figura 2-21 seguente:

	P_{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	2000,0	350,0	5714,3	240,0	150,0	444,4	150,0	5,7
EDLC	2000,0	1700,0	1176,5	240,0	2,3	28986	2,0	33,3

Figura 2-21. Peso degli accumulatori per TAF in caso di frenatura di emergenza

Ovviamente considerando la frenata di emergenza i valori tendono a peggiorare. Nonostante la potenza in frenata sia ridotta si è pensato di considerare prudenzialmente per le cadute di tensione un assorbimento di 1500A sia in accelerazione che frenata. Inoltre si ipotizza una catenaria con sezione pari a 540mm², ne consegue una resistenza $R_c=0.03178\Omega$, invece la resistenza del binario è pari a $R_b=0.048 \Omega$.

Sotto queste ipotesi l'andamento delle tensioni è quello riportato nei grafici sottostanti, il primo in fase di frenatura, il secondo il fase di accelerazione:

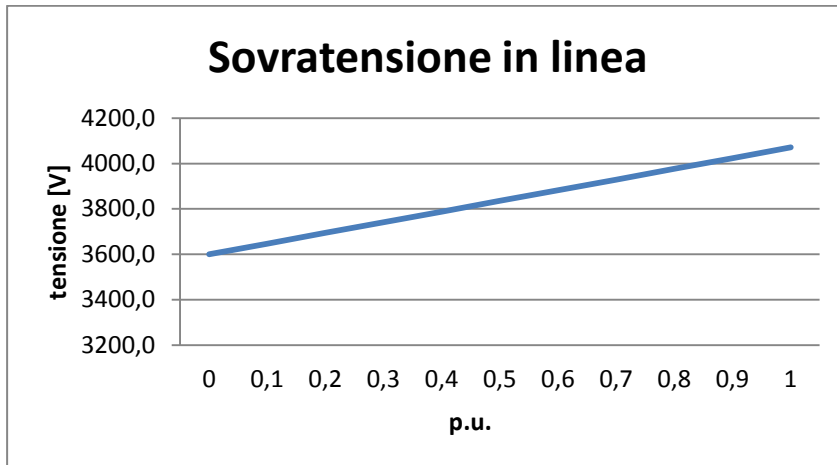


Figura 2-22. Sovratensione in linea nel caso TAF

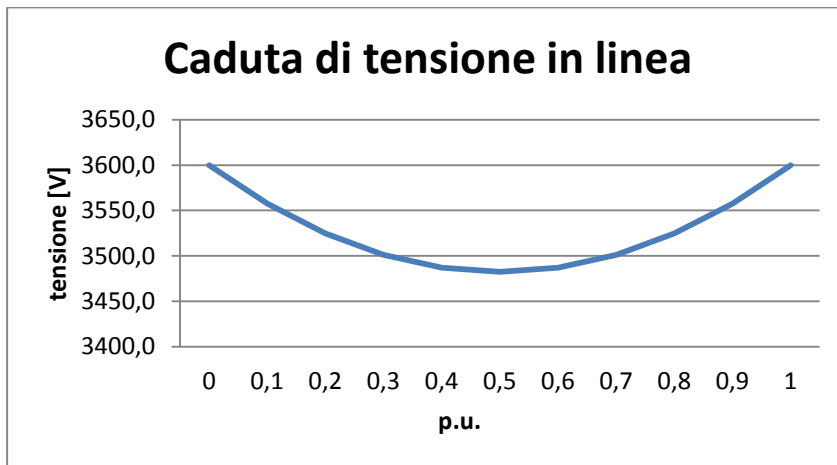


Figura 2-23 Caduta di tensione in linea nel caso TAF

La distanza considerata tra le due sottostazioni è di 10km, la situazione peggiore si ha ovviamente a fondo linea nel caso di frenatura, infatti si ha una sovratensione pari al 13%, con un valore di tensione pari a 4070V. Nella fase di accelerazione si ha invece a 0,5p.u. il valore minimo di tensione pari a 3482V corrispondente a una caduta di tensione del 3.27%.

Possiamo osservare che nella fase di frenatura, mediante una sola sottostazione la tensione raggiunge valori comunque elevati che eccedono i 4 kV, quindi in effetti il recupero dell'energia risulta in parte limitato soprattutto nella parte finale. Per considerazioni molto più precise sul recupero dell'energia e sui profili di tensione si rimanda al capitolo 4.

2.10.2 LRV

Di seguito si analizzano le variazioni di tensione nel caso di accelerazione e frenatura di un mezzo di trazione leggera, in particolare è stato considerato un veicolo articolato a due carrozze con massa statica pari a 23,7t. Si considera un coefficiente β pari a 1,1 quindi la massa dinamica del veicolo è di circa 26t.

L'accelerazione del mezzo è pari a $1,2 \text{ m/s}^2$ sia nella fase di frenatura che in quella di partenza.

Di seguito si riporta la curva sforzo-velocità del mezzo in questione:

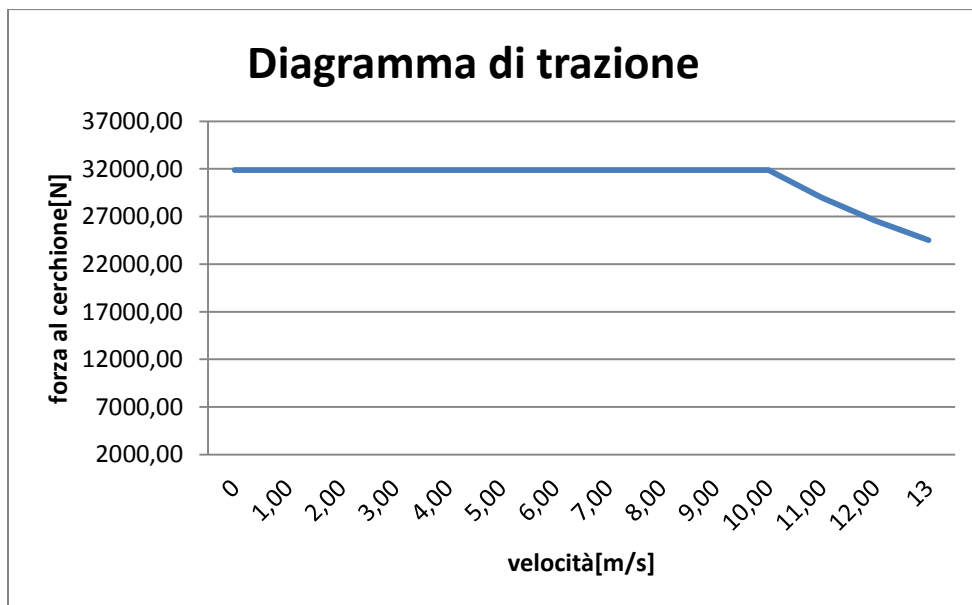


Figura 2-24. Diagramma di trazione LRV

Anche in questo caso il diagramma è diviso in due parti, la prima parte con sforzo costante pari a 318kN, fino alla velocità v_0 pari a 36km/h, mentre la seconda parte a potenza costante, in cui il diagramma descrive un'iperbole fino al raggiungimento della velocità massima pari a 48 km/h. In questo caso l'iperbole è poco marcata perché il raggiungimento della velocità massima avviene quasi totalmente a sforzo costante, questa è una caratteristica dei mezzi che necessitano di numerosi start e stop. A differenza del caso precedente, il diagramma di sforzo-velocità considerato in fase di frenatura è del tutto uguale a quello considerato nella fase di avviamento, tuttavia la potenza nella fase di frenata risulta inferiore ugualmente poiché la forza resistente gioca a favore della frenata

contribuendo al rallentamento del treno e la frenatura elettrica inizia alla velocità di 40 km/h.

La forza resistente al moto è stata calcolata tramite la formula empirica seguente:

$$F_r = \left[2.5 + 0.04 \left(\frac{3.6v}{10} \right)^2 \right] * 9.8 M_s 10^{-3} \quad [N]$$

La struttura è analoga a quella precedentemente usata nel caso del TAF salvo i coefficienti.

Il diagramma ottenuto con l'integrazione della legge del moto è il seguente:

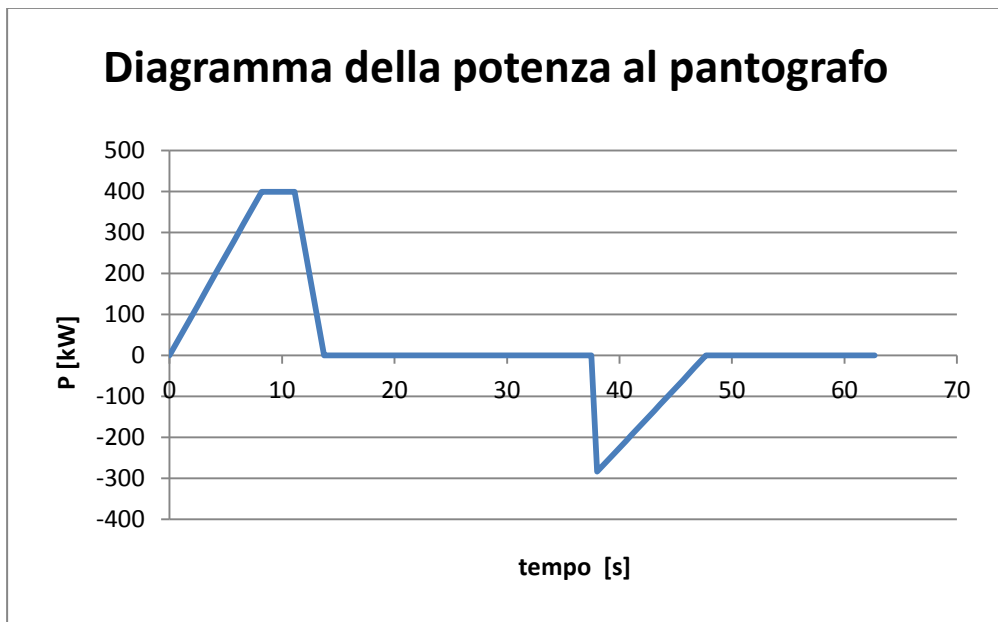


Figura 2-25. Diagramma della potenza al pantografo LRV

La potenza massima allo spunto è di 400kW, mentre in frenata è 258kW.

L'energia assorbita dal treno nella fase di accelerazione è 3MJ quella che invece viene restituita nella fase di frenata è 1.4MJ.

Con questi valori di potenza e energia si riportano le tabelle riassuntive degli ingombri degli accumuli, nel caso di batterie Li-ion e EDLC:

	P_{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	400,0	350,0	1142,9	1,4	150,0	2,6	150,0	1,14
EDLC	400,0	1700,0	235,3	1,4	2,3	169,1	2,0	0,27

Figura 2-26. Peso degli accumulo nel caso di LRV

In questo caso usando EDLC, occorrono 235kg per coprire il picco di potenza, e tale valore risulta anche sufficiente per l'accumulo di tutta l'energia in gioco. Se invece immaginiamo una frenatura di emergenza occorre dissipare tutta l'energia immagazzinata nella massa, che equivale a 2.9MJ, anche in questo caso sono state tolte le perdite nella fase di trazione.

In caso di emergenza dunque:

	P_{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/ m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	400,0	350,0	1142,9	2,9	150,0	5,4	150,0	1,14
EDLC	400,0	1700,0	235,3	2,9	2,3	350,2	2,0	0,27

Figura 2-27. Peso degli accumulatori nel caso LRV

In questo caso a fissare il peso degli accumulatori è il valore di energia e non il valore di potenza. Si ottiene che il peso ottimale per l'accumulo è sempre 235kg. Con questo accumulo abbiamo la possibilità di sfruttare l'accumulo sia per frenature standard più frequenti, che per frenature di emergenza.

Questa considerazione è fondamentale, infatti nel caso del TAF oltre ad aver ottenuto valori di massa eccessivamente elevati, avevamo ottenuto una forte differenza tra la

frenatura di emergenza e quella standard. Questo significa che per coprire il valore più gravoso occorrerebbe un sovradimensionamento dell'accumulatore eccessivo, che verrebbe sfruttato solo in casi di emergenza che sono numericamente meno frequenti rispetto alle frenature standard. Nell'LRV, invece la dimensione ottimale degli accumulatori per la frenatura standard è anche quella ottimale per la frenatura di emergenza, quindi si ottiene un dimensionamento migliore degli accumulatori.

Ora analizziamo le variazioni di tensione sulla catenaria. Il valore di corrente considerato prudenzialmente è 600 A. Si ipotizza che la catenaria abbia sezione 120mm^2 in c.a. dalla quale si ricava una resistenza $R_c=0.14\Omega$, mentre la resistenza del binario si considera pari a $R_b=0.048\Omega$. Di seguito vengono riportati i grafici della sovratensione in fase di frenatura e della caduta di tensione in accelerazione.

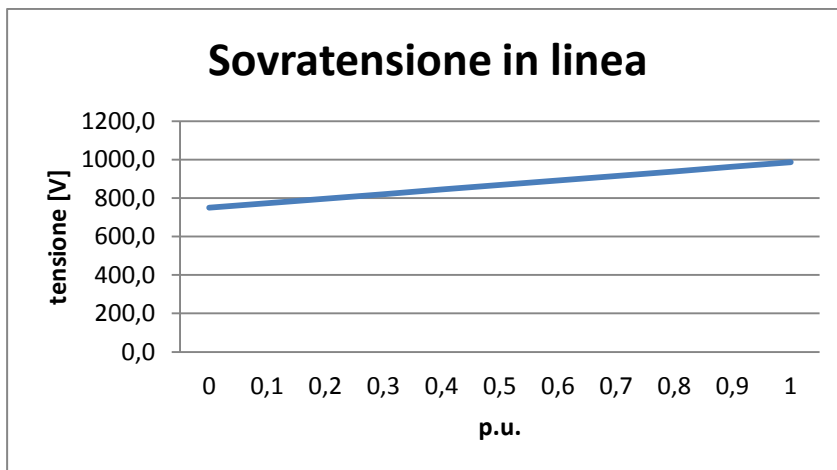


Figura 2-28.Sovratensione in linea nel caso LRV

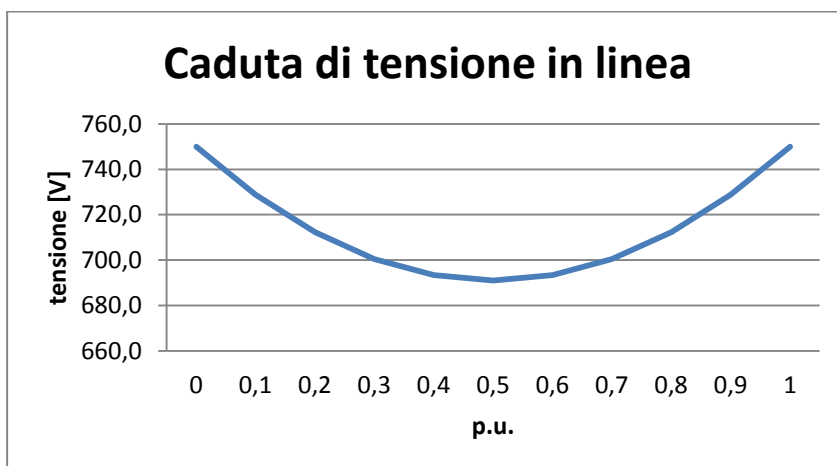


Figura 2-29. Caduta di tensione in linea nel caso LRV

Nel caso della frenatura il valore più critico di tensione è 985V con una sovratensione rispetto alla tensione nominale del 31.5%. In accelerazione la caduta di tensione è invece più contenuta, pari a 691V con una caduta percentuale di circa l'8%.

2.10.3 Metropolitana

Di seguito viene riportato il diagramma della potenza al pantografo di un convoglio di una metropolitana.

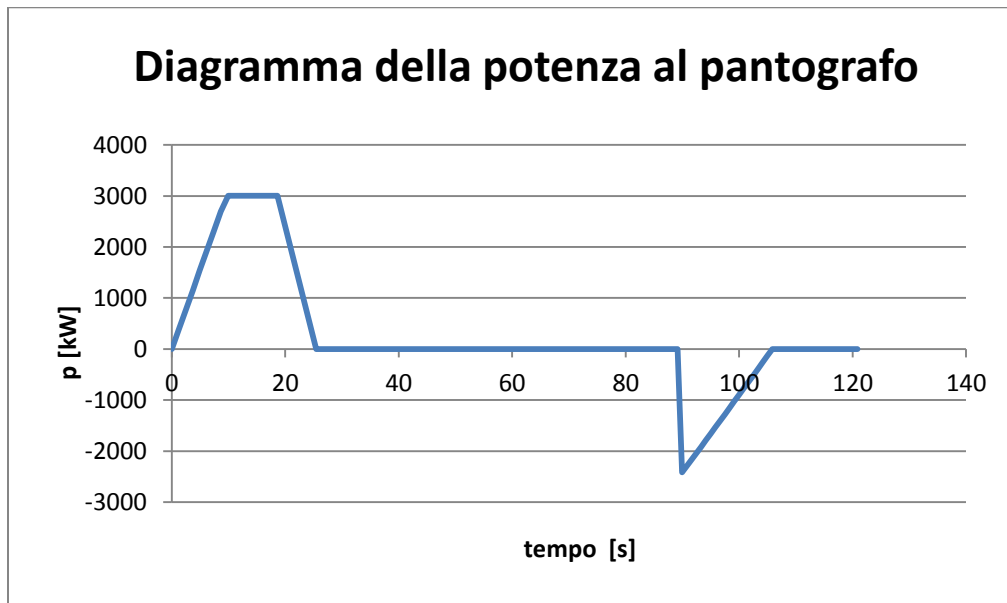


Figura 2-30. Diagramma della potenza al pantografo nella metropolitana

Al fine di capire le cadute di tensione ai capi della metropolitana, occorre determinare gli assorbimenti di corrente. Come spiegato nel precedente paragrafo il calcolo della corrente a partire dalla potenza, richiede di conoscere il valore della tensione sul mezzo di trazione, che tuttavia non è nota. La potenza massima assorbita in questo caso è in fase di avviamento, ed è circa 3MW. Se considerassimo la tensione nominale, la corrente sarebbe di 1,8kA tuttavia tale valore sarebbe approssimato per difetto. Nei sistemi metropolitani tipicamente un treno non può assorbire più di 2kA, per questo si utilizzerà prudenzialmente questo valore.

Si considera un tratto di linea tra due sottostazioni metropolitane poste a distanza di 2km, una resistenza della catenaria $R_c=0.04045\Omega/\text{km}$ e una resistenza del binario pari a $R_b=0.0482$. Il sistema è a tensione nominale 1,5kV.

Di seguito si riporta la variazione della tensioni ai capi della metropolitana in fase di frenatura:

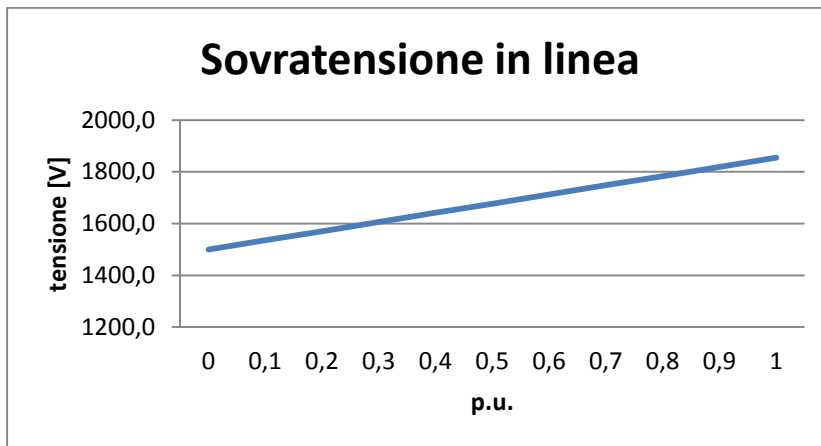


Figura 2-31. Sovratensione in linea nella metropolitana

Questo grafico illustra la variazione di tensione sul mezzo nel caso di frenatura. Tipicamente nella metropolitana non tutte le stazioni hanno la sottostazione elettrica, in particolare nella metropolitana di Milano le sottostazioni sono alternate (una ogni due, ovvero ogni 2km). Possiamo quindi ipotizzare che la distanza tra due stazioni per passeggeri sia 1km. Il caso più critico si ha quando il treno frena nella seconda stazione posta a 2km dalla sottostazione reversibile. In questa situazione la tensione V_t è uguale a 1850V, pari a una sovratensione del 23.6% rispetto alla tensione nominale (nei capitoli successivi verranno mostrati degli studi approfonditi riguardo queste casistiche). Nella stazione posta a 0.5 p.u. la tensione V_t è pari a 1677V, con una sovratensione pari a 11.8%. I valori di tensione tra le sottostazioni possono essere interpretati come delle frenature d'emergenza, in cui il treno è costretto all'arresto all'interno della galleria. Anche in questo caso possiamo notare che le sovratensioni nella parte finale del tracciato sono in effetti elevate e possono limitare il recupero dell'energia.

Di seguito invece è riportato il grafico che illustra le cadute di tensione in fase di alimentazione:

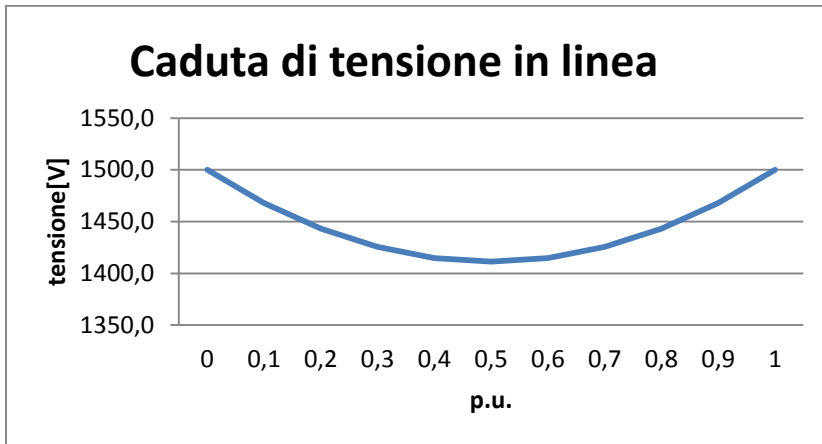


Figura 2-32. Caduta di tensione in linea nella metropolitana

Essendo la metro alimentata bilaterale le cadute di tensione provocate dal convoglio sono sicuramente più ridotte, il valore minimo di tensione si ha a 0,5p.u. ed è pari a 1411V, ovvero una caduta di tensione di circa il 6%.

Ora occorre stimare la quantità di energia ceduta alla rete e la corrispondente potenza di picco. Sulla base di questi valori è possibile capire se l'accumulo a bordo treno sia effettivamente possibile. Il diagramma sforzo velocità utilizzato per la costruzione del diagramma di assorbimento al pantografo è il seguente:

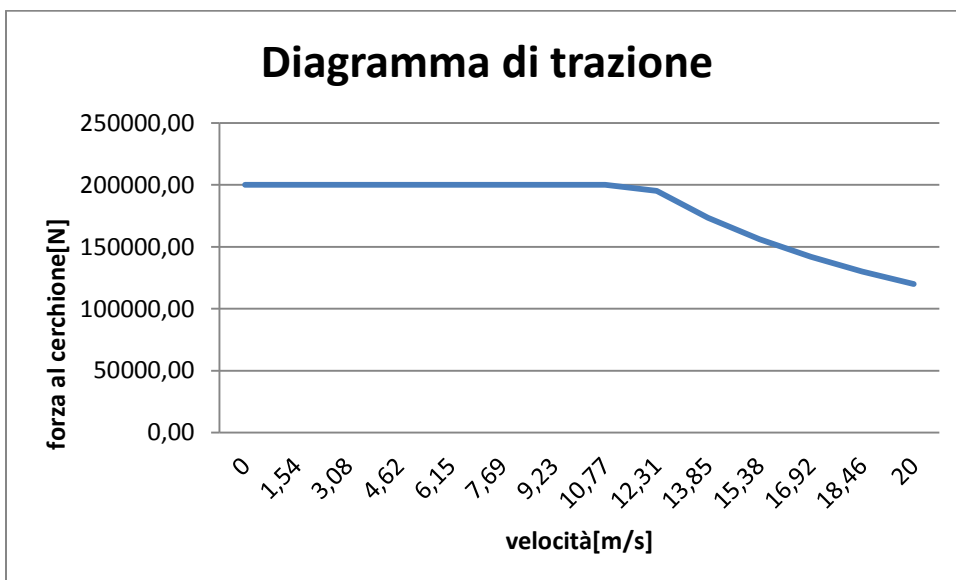


Figura 2-33. Diagramma di trazione nella metropolitana

Il treno raggiunge nella fase di sforzo costante la velocità di 12m/s, poi proseguendo col tratto a potenza costante la velocità massima fissata in questo caso a 20m/s.

L'energia assorbita dal treno nella fase di accelerazione è 44MJ, l'energia cinetica immagazzinata nelle masse del treno è invece 42MJ.

La frenatura inizia alla velocità di 60 km/h e l'energia dissipata è pari a 20MJ, nel caso di frenatura standard questo è il valore di energia che dovrà essere accumulato, nel caso invece di una frenatura di emergenza l'energia che dovrà essere dissipata sarà invece pari a 42MJ.

La Figura 2-34 è riassuntiva delle due situazioni possibili (standard e di emergenza) è riportata di seguito:

	P _{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/ m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	2300,0	350,0	6571,4	20,0	150,0	37,0	150,0	6,6
EDLC	2300,0	1700,0	1352,9	20,0	2,3	2416	2,0	1,6

	P _{max}	W/kg	massa	E	Wh/kg	massa	kWh/ m ³	volume
	[kW]		[kg]	[MJ]		[kg]		[m ³]
Li-ion	2300,0	350,0	6571,4	42,0	150,0	77,8	150,0	6,6
EDLC	2300,0	1700,0	1352,9	42,0	2,3	5073	2,0	1,6

Figura 2-34. Peso degli accumuli nella metropolitana

Nel primo caso l'ingombro dell'accumulo è pari a 2416kg, mentre nel secondo caso l'ingombro è di 5073kg. In questo caso non si ha una situazione di ottimo come per LRV. Come si vede è un carico tutt'altro che modesto.

2.10.4 ETR

Come ultimo caso analizziamo un convoglio ad *alta-velocità*. Questo tipo di convoglio è solitamente alimentato con una linea dedicata in corrente alternata 2x25kV. Tuttavia nell'avvicinamento alle stazione questo treno funziona con metà della potenza alimentato a corrente continua 3kVcc. Infatti il treno dispone di due motrici con potenza oraria pari a 4.2MW ciascuna. In questa fase il treno solitamente si trova a viaggiare a velocità ridotta non superiore a 200km/h. La curva sforzo-velocità del treno è riportato in Figura 2-35:

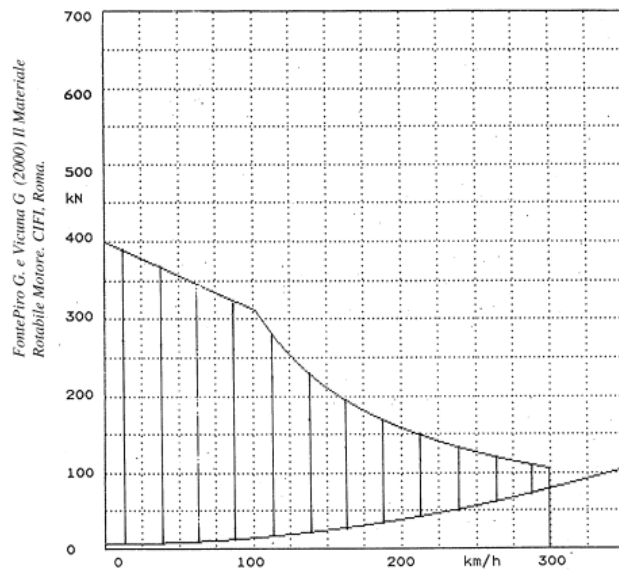


Figura 2-35. Diagramma sforzo-velocità

Non è stato possibile trovare un formula empirica per il calcolo dello sforzo resistente, per questo motivo, sono stati considerati alcuni punti della curva mostrata in figura e ne è stata fatta un'interpolazione con una funzione polinomiale di ordine 3 che è la seguente:

$$y = -25,641x^3 + 726,77x^2 + 120,05x - 216,78.$$

Dall'integrazione della legge del moto si ottiene che il valore di energia cinetica accumulato nel treno alla velocità di 200km/h è 1264MJ. Abbiamo considerato infatti che il treno ha complessivamente una massa statica pari a 664t. È evidente che se il treno cominciasse la frenatura a questa velocità, e ad esempio nel caso di frenatura di emergenza, sarebbe necessario consumare tutto questo quantitativo di energia che è veramente elevato. Se ipotizzassimo che invece il treno cominci a frenare alla velocità di 125km/h l'energia da dissipare sarebbe inferiore ma comunque molto elevata, nello specifico 527MJ. Alla luce

dei risultati ottenuti per le altre tipologie di veicolo risulta evidente come ipotizzare un accumulo in questo caso porterebbe ad accumulatori estremamente ingombranti sia in peso che in volume.

Si potrebbe pensare a un accumulo dell'energia in casi ridotti, per esempio una decelerazione di 20km/h, dovuta per esempio a traffico sui binari, nella tabella (Figura 2-36) sottostante sono illustrati i valori di energia nel caso di un rallentamento di 20km/h a diverse velocità:

vi [km/h]	vf [km/h]	E [MJ]	E [kWh]	kg
200	180	212	59	25583
180	160	190	53	22890
160	140	167	46	20197
140	120	145	40	17504
120	100	123	34	14811
100	80	100	28	12118
80	60	78	22	9425
60	40	56	15	6732
40	20	33	9	4039
20	0	11	3	1346

Figura 2-36. Valori di energia a diverse velocità nell'ETR

Possiamo vedere come anche in questo caso il peso degli accumulatori sia molto elevato.

Anche in questo caso si riportano gli andamenti delle tensioni. Siccome l'alimentazione è a 3kV, allora avremo degli andamenti uguali a quelli del convoglio TAF, con le stesse problematiche.

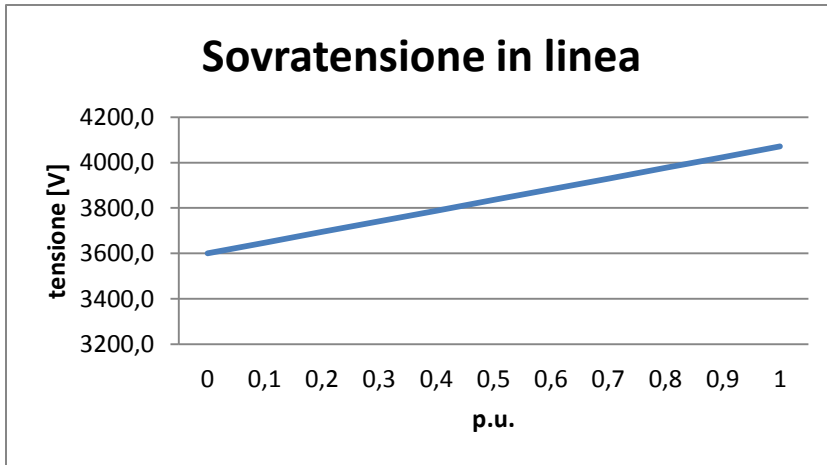


Figura 2-37. Sovratensioni in linea nel caso ETR

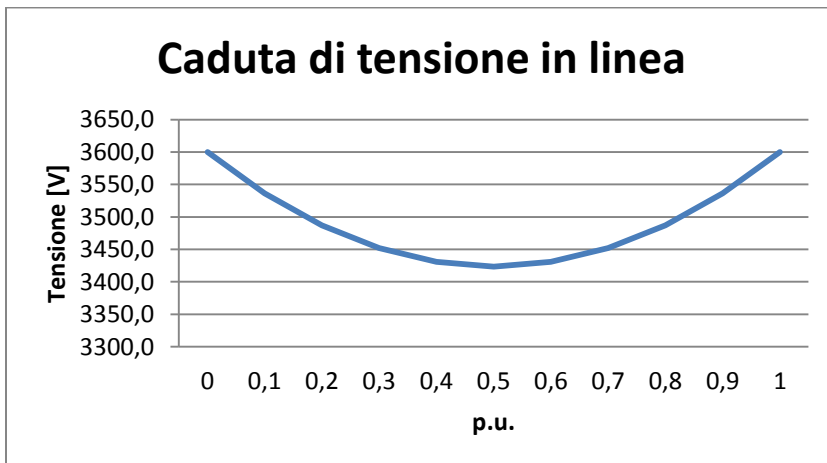


Figura 2-38. Cadute di tensione in linea nel caso ETR

Possiamo osservare che anche in questo caso l'installazione di una sola sottostazione reversibile porta a un grande aumento della tensione in linea che vincola senza dubbio il recupero dell'energia.

2.11 Confronto dei risultati

I calcoli appena sviluppati, necessitano di ampie considerazioni. Nei paragrafi 2.10 abbiamo messo in mostra due distinti aspetti. Il primo è l'aspetto energetico. Ci siamo preoccupati infatti, di calcolare in tutti i diversi sistemi ferroviari la quota parte di energia messa in gioco nella fase di frenatura. Il secondo è l'andamento della tensione in linea sia nella fase di accelerazione che nella fase di frenatura.

L'aver calcolato l'energia disponibile in linea ci ha permesso di calcolare il peso degli accumulatori necessari per coprire tutto il picco di energia fornita. Abbiamo potuto osservare che nella quasi totalità dei sistemi analizzati, il peso degli accumulatori calcolato risultava estremamente elevato. Questo ci ha portato ad osservare che l'installazione *on-board* di questi accumuli è estremamente problematica, sia in termini di volume che di peso.

L'installazione di questi accumulatori può comunque essere prevista anche nelle sottostazioni. Ovviamente in questo caso i benefici sono molto minori, poiché comunque l'energia deve essere immessa in linea provocando cadute di tensione e disperdendo lungo la linea una quota parte di energia. Inoltre, sistemi di accumulo così grandi hanno costi molto alti, quindi l'applicazione di questi accumulatori lungo linea fa venir meno un gran numero di benefici.

Questa serie di risultati apre la strada alla ricerca di soluzioni alternative per il recupero dell'energia, come per esempio l'utilizzo di sottostazioni reversibili. Le sottostazioni reversibili non danno grossi problemi in termini di recupero dell'energia. Occorre però tenere sotto controllo i valori della tensione in linea. Nelle simulazioni svolte nei precedenti paragrafi abbiamo preso in considerazione l'applicazione di una sola sottostazione reversibile. Abbiamo scelto di simulare questa situazione perché siamo ben consapevoli che apportare modifiche alle sottostazioni ferroviarie, soprattutto in ambito metropolitano, è estremamente complesso, poiché bisogna garantire grande affidabilità e non sempre è materialmente possibile effettuare modifiche all'impianto. Modificare una sola sottostazione potrebbe quindi essere una condizione di compromesso per contenere i costi legati a un *repowering* del sistema. Tuttavia ci siamo resi conto che l'utilizzo di un solo ponte reversibile crea problemi per quanto riguarda i valori di sovratensione. Abbiamo infatti osservato che nella fase di frenatura la tensione eccede i limiti imposti, in tali

circostanze ,quindi, sarebbe necessario dissipare l'energia sul reostato di frenatura andando a perdere molti vantaggi. Ne consegue che l'applicazione alternata di sottostazioni reversibili potrebbe non essere sufficiente per garantire una buona efficienza del sistema. Nel capitolo 4 effettueremo delle simulazioni più specifiche che ci aiuteranno a capire meglio la fattibilità di questo sistema di alimentazione che verrà confrontato con il sistema di alimentazione con tutte le SSE reversibili.

Alla luce di queste considerazioni possiamo dire che l'installazione di sottostazioni reversibili potrebbe essere una valida alternativa all'utilizzo di accumulatori. Infatti oltre a garantire il recupero dell'energia introduce nel sistema la possibilità di controllare i valori di tensione apportando grandi vantaggi nel sistema ferroviario. Nel capitolo 4 analizzeremo nello specifico questi vantaggi e valuteremo la fattibilità di questo tipo di alimentazione.

3 SOTTOSTAZIONI DI CONVERSIONE DELL'ENERGIA

3.1 Introduzione

L'energia necessaria per alimentare le locomotive, viene prelevata dalla rete industriale trifase in media o in alta tensione e raddrizzata in corrente continua mediante ponti raddrizzatori, nelle sottostazioni di conversione (SSE), situate lungo le linee oppure in corrispondenza di nodi strategici.

Le reti MT che alimentano le SSE trovano maggiormente diffusi due valori di tensione di esercizio, che sono rispettivamente: 15 kV e 23 kV; con frequenza nominale di 50 Hz.

Tali reti sono generalmente esercite in modo radiale e sono solitamente contro-alimentabili. Nelle reti con possibilità di contro-alimentazione esistono collegamenti usualmente aperti, che vengono riconfigurati in caso di guasti per assicurare la continuità del servizio.

Per quanto concerne lo stato del neutro, la rete MT italiana è gestita prevalentemente con neutro messo a terra tramite impedenza, costituita da un modello che prevede una reattanza induttiva più una resistenza (o da semplice resistenza).

L'esercizio con neutro compensato risulta vantaggioso in termini di contenimento delle correnti di guasto a terra (più agevole dimensionamento degli impianti di terra), di auto-estinzione dei guasti monofasi, di individuazione del guasto monofase con minimo disservizio per l'utenza e di minori sollecitazioni degli isolamenti.

L'alimentazione derivante dalla rete industriale assume un ruolo fondamentale in quanto, andando ad alimentare un servizio di pubblica utilità, deve essere un'altissima qualità del servizio.

La qualità del servizio può essere definita in relazione a:

- continuità del servizio, ovvero la mancanza di interruzioni senza preavviso della fornitura di energia elettrica;

- qualità della tensione, ovvero le caratteristiche della tensione quali ad esempio la frequenza, l'ampiezza e la forma d'onda. Viene misurata attraverso indici che si basano su presenza, ampiezza e frequenza della tensione.

Le interruzioni senza preavviso che si possono verificare si distinguono in:

- interruzioni lunghe (durata > 3 min);
- interruzioni brevi ($1 \text{ s} < \text{durata} \leq 3$ min);
- interruzioni transitorie (durata ≤ 1 s).

Mentre le caratteristiche della tensione sono:

- frequenza, anche se le variazioni della frequenza della tensione di alimentazione sono comunque un problema risolvibile facilmente perché le grandi dimensioni della rete offrono una regolazione intrinseca della frequenza;
- ampiezza e variazione della tensione alla frequenza di rete, sono un problema legato al normale funzionamento della rete come fenomeno dovuto principalmente a guasti o a inserzioni di grossi carichi;

- buchi di tensione, ovvero i guasti non permanenti che si estinguono in tempi brevi, i quali non richiedono l'intervento delle protezioni, comportano rapide diminuzioni improvvise e transitorie della tensione di alimentazione ad un valore compreso tra il 90% e l'1% della tensione nominale;
- variazioni rapide e ripetitive della tensione. Si verificano *variazioni rapide* qualora si manifestassero brusche deviazioni dalla tensione nominale in tempi brevissimi. Se avvengono *variazioni lente* la tensione devia per più del 10% rispetto al valore nominale per un tempo di almeno 10 secondi;
- *sovratensioni impulsive e non impulsive*. Le prime sono dei fenomeni oscillatori di ampiezza anche significativa dovuti a guasti o alla commutazione di carichi capacitivi o induttivi. Mentre quelle non impulsive si comportano esattamente come i buchi di tensione solo che di segno opposto (si verifica un aumento di tensione);
- tensioni armoniche, tali armoniche attuano una distorsione sulla forma d'onda ideale e sono prodotte da carichi non lineari, come i convertitori AC/DC, da carichi inseriti da organi di manovra oppure commutati con dispositivi creati dall'elettronica di potenza. Possono causare malfunzionamenti e guasti ma anche degrado termico e dielettrico a lungo termine;
- flicker, tale sfarfallio è provocato da fluttuazioni di tensione, che presentano frequenze di modulazione dei 50 Hz, comprese tra i 0,5 e i 30 Hz; tale disturbo è percepito dall'occhio umano come variazione del flusso luminoso della lampada. Le cause di queste variazioni più o meno lente della tensione sono da attribuire a carichi particolari come forni e saldatrici ad arco, laminatoi, grossi motori;
- squilibrio di tensione.

3.2 Schemi di connessione alle reti MT

Nei trasporti, per i quali si impiega di regola la trazione a corrente continua, le sottostazioni vengono posizionate in una porzione di territorio relativamente limitata e solitamente vengono costruite vicino a dove le stazioni della rete industriale sono numerose e di potenza sufficiente ad alimentare gli impianti di trazione. Le distanze tra le SSE sono differenti a seconda del mezzo in questione. Le metropolitane e i tram che

operano per servizi urbani e hanno tensioni di alimentazione inferiori, hanno stazioni posizionate nell'ordine di qualche Km. I treni al contrario hanno mediamente una SSE ogni 30Km.

Un primo modo di allacciamento alla cabina MT/BT è quello ad antenna (o in derivazione). Questo inserimento prevede la connessione tramite un tratto di linea connesso a sua volta alle sbarre MT di una cabina di distribuzione esistente. Il locale dedicato all'impianto di rete presso l'utenza deve poter ospitare le apparecchiature per un'eventuale adozione successiva dell'inserimento in entra/esce.

L'inserimento ad antenna può essere eseguito anche con organo di manovra (eventualmente con cabina aggiunta) lungo una linea esistente. A partire dall'organo di manovra, si prevede una linea dedicata all'alimentazione di un'utenza. L'eventuale locale dedicato all'organo di manovra deve poter ospitare le apparecchiature per una possibile adozione successiva dell'inserimento in entra/esce.

Il collegamento delle SSE alla rete industriale trifase in media tensione viene attuato secondo una molteplicità di schemi, dipendenti dalle esigenze del servizio e dalle condizioni locali.

Si può avere:

- alimentazione diretta della SSE da una stazione della rete industriale, situata nelle vicinanze;
- alimentazione di un gruppo di SSE mediante apposite linee primarie MT disposte lungo il tracciato ferroviario e connesse, in uno o più punti, a stazioni della rete industriale;
- alimentazione mista da stazioni della rete industriale e da primarie provenienti da altra SSE.

Nel primo caso, l'alimentazione si considera in derivazione rispetto alla stazione della rete MT. Ogni SSE è alimentata mediante due linee provenienti da due fonti di alimentazione distinte.

In condizioni normali la fornitura avviene solo da uno dei due rami in arrivo dalla stazione elettrica.

Tale scelta viene effettuata per motivi di sicurezza dato che, in caso di mancanza di tensione su un cavo oppure di un guasto sul cavo principale è possibile utilizzare la linea secondaria, limitando al minimo il disservizio provocato.

Nel secondo caso, si può avere collegamento delle SSE in derivazione rispetto alla linea primaria passante. La derivazione fa capo direttamente al sistema di sbarre trifasi delle SSE, con l'inserzione di semplici sezionatori, apribili a vuoto per esigenze di manutenzione.

Rispetto alle primarie, una SSE può anche risultare in entra/esce oltre che in derivazione; in questo caso la primaria è interrotta e, attraverso interruttori tripolari di linea, fa capo alle sbarre MT della SSE.

Dai punti di connessione con la rete elettrica industriale, l'energia viene distribuita alle altre sottostazioni tramite una linea in media tensione in cavo e ad anello chiuso.

In normali condizioni di funzionamento tutti i punti di alimentazione forniscono l'energia occorrente all'intero sistema evitando, attraverso opportuni interblocchi, il parallelo tra essi.

In mancanza di una delle alimentazioni, la normale continuità di esercizio dell'intero sistema è garantita dai rimanenti punti di alimentazione ancora in servizio.

Dal punto di vista della continuità di esercizio, ciascuna sottostazione dovrebbe avere una doppia alimentazione, attraverso due primarie collegate a stazioni della rete industriale tra loro indipendenti.

In tutti i casi, la scelta di un sistema di alimentazione dovrà rispondere ai seguenti criteri:

- caratteristiche elettriche dei mezzi circolanti;
- frequenze di esercizio;
- disponibilità del servizio;
- affidabilità degli impianti.

L'affidabilità degli impianti, è di fondamentale importanza, non solo per gli impianti destinati all'alimentazione dei treni, ma anche per quelli relativi agli impianti di sicurezza e di emergenza, quali il segnalamento, il telecomando, l'illuminazione e la ventilazione delle gallerie nonché tutti gli impianti di telecomunicazioni.

L'individuazione dello schema e del punto di inserimento dell'impianto della SSE sulla rete è condotta considerando le opportunità di inserimento legate alla vicinanza di elettrodotti, cabine primarie e secondarie.

Per tale motivo alla determinazione dello schema di connessione concorrono i seguenti fattori:

- taglia dell'impianto;
- posizione dell'impianto rispetto alla rete e la presenza, nell'area di interesse, di impianti di produzione, di linee, di stazioni, di cabine primarie e secondarie;
- esercizio della rete in cui l'impianto è connesso;
- possibilità di ampliamento di stazioni, cabine primarie e secondarie e, più in generale, le possibilità di sviluppo della rete;
- dispositivi di protezione e automazione presenti sulla rete;
- esigenze in merito alla continuità e alla qualità del servizio.

Per quanto riguarda invece le linee ferroviarie, l'ubicazione delle SSE è tale per cui non sempre è possibile realizzare l'allacciamento direttamente alla rete industriale trifase, perché nelle località interessate non esistono linee o stazioni oppure perché, se esistono, non dispongono di potenza sufficiente, tenuto conto delle caratteristiche del carico di trazione. E' quindi di solito necessario collegare le sottostazioni di conversione tra loro e con la rete mediante apposite linee trifasi primarie, a media o alta tensione (fino 150kV).

Gli impianti d'alimentazione di una linea elettrificata in corrente continua comprendono, a valle dei punti di derivazione della rete industriale:

- linee primarie trifasi;
- sottostazioni di conversione;
- il circuito di trazione, il cui positivo è costituito, nel caso dei trasporti su rotaia, da una linea di contatto aerea o dalla *terza rotaia*.

Infine possiamo affermare che l'indice di affidabilità dello schema di connessione è correlato alla durata cumulata probabile di interruzione del servizio (ore/anno) e al numero di interruzioni, sopportate a causa di guasti sul sistema di alimentazione.

L'affidabilità sopra citata, non tiene conto delle interruzioni transitorie e di breve durata nonché dall'affidabilità degli elementi componenti l'impianto di rete delle SSE.

La diminuzione di affidabilità conseguente a guasto e lavori sul tratto di linea MT che alimenta la sottostazione è dipendente dalla lunghezza della linea stessa. Nel caso di collegamento in entra-esce può essere ridotta la durata della disalimentazione.

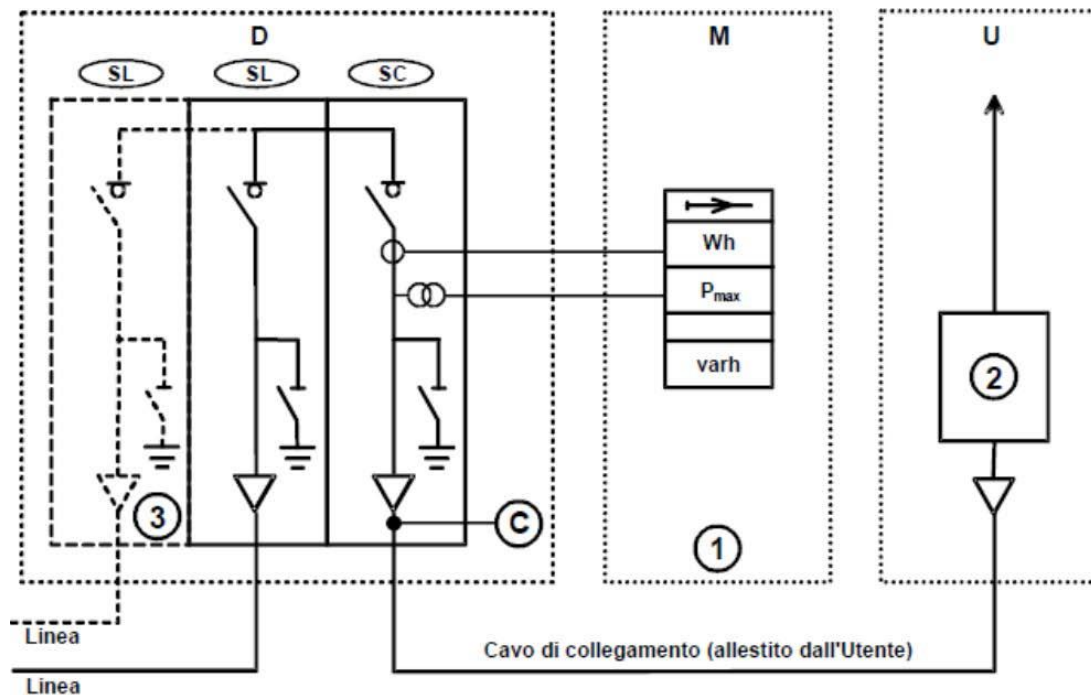


Figura 3-1. Schema di connessione

Dalla Figura 3-1 si può notare che:

D = locale del distributore presso la SSE; M = locale misura; U = locale utente;
 SL = scomparto (cella) per linea; SC = scomparto (cella) per consegna;
 C = punto di connessione; 1 = gruppo misura; 2 = dispositivo generale della SSE; 3 = scomparto presente/da prevedere per collegamento in entra – esce.

A prescindere dalla soluzione di connessione prescelta, per la connessione della SSE con la rete si trova spesso la situazione impiantistica rappresentata in Figura 3-1, nella quale viene illustrata la configurazione che deve avere la cabina di interfaccia tra l'impianto del distributore e la SSE. A partire dal cavo MT a valle del punto di connessione, la figura indica lo schema dell'impianto di utenza per la connessione. La cabina del distributore presso la SSE è la cabina realizzata per connettere l'impianto; la disposizione delle apparecchiature di misura è riferita al caso generale di utente passivo.

3.3 *Caratteristiche impianto di terra*

I valori massimi attuali delle correnti di guasto monofase a terra e del tempo di eliminazione della corrente di guasto a terra devono essere dichiarati dal distributore sulla base di parametri di rete. In base a tali dati si definisce il dimensionamento degli impianti di terra.

Nel caso di sistemi con neutro isolato, è possibile determinare convenzionalmente il valore della corrente di guasto monofase a terra secondo la seguente formula empirica (approssimata):

$$I_F = V (0,003 L_1 + 0,2 L_2)$$

in cui:

- V è la tensione nominale tra le fasi della rete in kV;
- L_1 è la somma delle lunghezze in km delle linee aeree;
- L_2 è la somma delle lunghezze in km delle linee in cavo, ordinariamente collegate metallicamente fra loro durante il funzionamento della rete in condizioni normali.

La formula sopra riportata risulta convenzionalmente approssimata. I valori più precisi possono essere calcolati secondo la Norma CEI 11-25.

Nel caso di sistema con neutro a terra tramite impedenza, il valore della corrente di guasto monofase a terra è indipendente dall'estensione della rete MT e viene definito convenzionalmente dal distributore.

Il tempo di eliminazione della corrente di guasto a terra deve essere calcolato considerando anche l'eventuale richiusura rapida prevista (ed eventuali altre richiusure che avvengano entro 5 s dall'inizio del guasto). In tal caso deve però essere escluso il tempo di attesa della richiusura.

Nella realizzazione delle SSE si deve considerare che vi possano essere due tipi di correnti di ritorno: quella di trazione, che si ha in condizioni di normale funzionamento e che avviene attraverso il negativo dei gruppi raddrizzatori, e quelle di corto circuito, che si ha nel caso di guasto ad un treno o nel caso di cedimento della linea di contatto o di un isolatore. In caso di guasto, l'impianto è provvisto di dispositivi che attivano le varie

protezioni, salvaguardando la sicurezza dell'impianto e l'incolumità delle persone che vi operano.

La funzione dell'impianto di terra è quella di impedire che le strutture metalliche accessibili possano portarsi a livelli di tensione pericolosi per le persone (in seguito ad eventi accidentali o a corto circuiti) e, in alcuni casi, di assicurare il corretto funzionamento dei circuiti e delle apparecchiature, ovvero l'insieme delle corde e/o dei picchetti che formano la maglia attraverso la quale viene dispersa la corrente di guasto, i conduttori equipotenziali e quelli che collegano le strutture metalliche con l'impianto in questione.

Il collegamento del circuito di ritorno della trazione al negativo di SSE, realizzato con cavi in bassa tensione, ha la funzione di convogliare tutta la corrente di ritorno del circuito di trazione nella sottostazione.

Il collegamento equipotenziale fra conduttore negativo e terra di SSE viene assicurato dalla valvola Soulè (installata all'interno del locale misure, il cui compito è quello di stabilire la continuità fra i due sistemi elettrici (negativo-terra) al manifestarsi di una differenza di potenziale superiore ad un valore impostato (viene messo in parallelo il binario, in tale modo la resistenza totale si abbassa con conseguente calo della tensione). Attualmente è in corso la sostituzione di tale apparecchiatura con il dispositivo cortocircuitatore CC, il quale è già installato nelle SSE più moderne.

In caso di guasto nel reparto a CC all'interno della sottostazione, vi è un circuito di apertura generale che isola quest'ultima, sia lato corrente continua sia lato corrente alternata. L'intervento delle protezioni è infatti provocato da correnti di guasto che interessano i relé di massa e si richiudono tramite l'impianto di terra e il negativo di sottostazione

E' necessario predisporre e verificare, l'impianto di terra sotteso all'impianto di consegna, che deve rispondere sia alle prescrizioni delle Leggi vigenti sia alle Norme del Comitato Elettrotecnico Italiano.

3.4 Dimensionamento impianto terra

L'impianto di terra deve essere dimensionato sulla base della corrente di guasto monofase a terra e del relativo tempo di eliminazione del guasto da parte delle protezioni del distributore.

Quest'ultimo provvederà a comunicare eventuali successive variazioni significative e permanenti dei valori di corrente di guasto monofase a terra e/o dei relativi tempi di eliminazione del guasto, nonché l'eventuale cambio di stato del neutro.

Nel progetto del dispersore unico si può tenere conto della riduzione della corrente di terra (I_E) rispetto a quella di guasto di fase a terra (I_F) dovuta allo schermo dei cavi secondo le indicazioni contenute nella Norma CEI 99-3; in particolare, a titolo cautelativo, si assume un fattore di riduzione pari a 0,7.

A tale impianto devono essere collegate anche le masse delle apparecchiature funzionalmente di pertinenza del distributore; a tale scopo nel locale adibito all'impianto di rete presso la SSE deve essere previsto un apposito morsetto per il collegamento delle masse delle apparecchiature del distributore al dispersore.

Anche se la SSE è compresa in un'area urbana concentrata, dove il distributore ha individuato un impianto di terra globale ai sensi della Norma CEI 99-3, il dispersore deve essere costituito almeno da un dispersore ad anello, eventualmente integrato con una maglia (in funzione della resistività del terreno), con riferimento alla Norma CEI 99-3.

Il distributore deve comunicare, con congruo anticipo, l'eventuale venir meno della condizione di terra globale. In tal caso è necessario adeguare l'impianto di terra della SSE alla nuova condizione.

Nel caso di reti a neutro isolato, la corrente di guasto a terra comunicata deve essere maggiorata del 10% dal distributore, rispetto al valore di corrente di volta in volta calcolato o misurato (corrente effettiva) con un minimo di 20 A di maggiorazione.

In ogni caso, l'impianto deve essere dimensionato in modo da risultare idoneo ad entrambe le seguenti condizioni:

- corrente di guasto a terra e tempo di eliminazione del guasto comunicata dal distributore;
- corrente di guasto a terra di 40 A a 15 kV oppure 61 A a 23 kV, e tempo di eliminazione del guasto molto maggiore di 10s.

Nel caso di reti a neutro compensato, per il distributore è possibile agire come suddetto o in alternativa, dichiarare preventivamente la massima corrente di guasto a terra in condizioni normali di esercizio, in funzione delle caratteristiche della bobina (del bipolo di

neutro, in generale e del grado di compensazione impostato sulle bobine stesse), comunque con un minimo di 40 A a 15 kV e 61 A a 23 kV. In tal caso il distributore deve solo assicurare che, in normali condizioni di esercizio, la corrente capacitiva di guasto monofase a terra della rete MT sia all'interno del campo di regolazione delle bobine mobili.

Al fine di comunicare il valore della corrente di guasto monofase a terra, il distributore che esercisce la rete di media tensione effettua il calcolo o la misura della corrente capacitiva di guasto a terra per ciascun sistema di sbarre, con frequenza almeno annuale ed in occasione di variazioni significative e permanenti della stessa. Il calcolo deve essere effettuato con riferimento all'assetto normale di esercizio della rete MT, considerando in servizio ed accordate secondo il grado di compensazione prefissato dal distributore le eventuali bobine di compensazione. Non devono essere considerate, pertanto, situazioni non permanenti.

Per quanto riguarda la corrente di guasto, per variazione significativa e permanente, si intende una variazione stabile della corrente effettiva di guasto monofase a terra superiore al valore già comunicato.

Si possono citare a titolo esemplificativo:

- l'aumento dell'estensione delle parti in cavo in reti a neutro isolato e in reti a neutro compensato per le quali non si preveda l'accordo manuale dell'eventuale bobina fissa entro tempi ragionevoli;
- l'aumento dell'estensione delle parti in cavo in reti a neutro compensato con bobina fissa o mobile tale da eccedere il campo di regolazione della bobina stessa e per le quali non si preveda l'adeguamento del sistema di compensazione entro tempi ragionevoli;
- l'aumento della tensione di esercizio della rete.

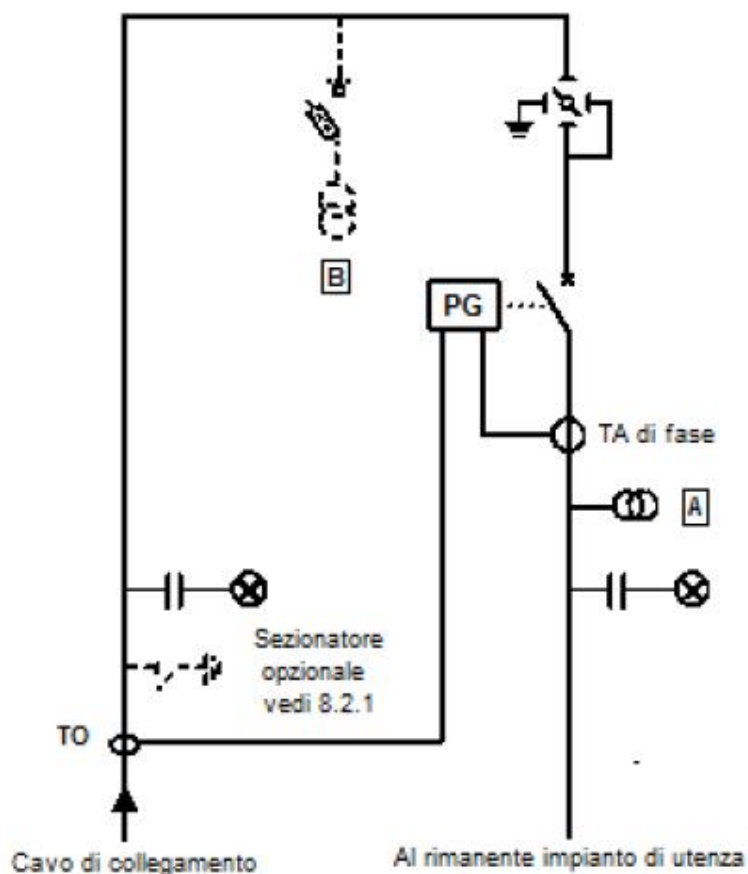
Per quanto riguarda il tempo di intervento, per variazione significativa e permanente si intende una qualsiasi variazione del tempo di intervento.

Essendo le SSE allacciate alla MT, l'impianto necessario alla connessione consiste in:

- cavo di collegamento;
- dispositivo generale (DG).

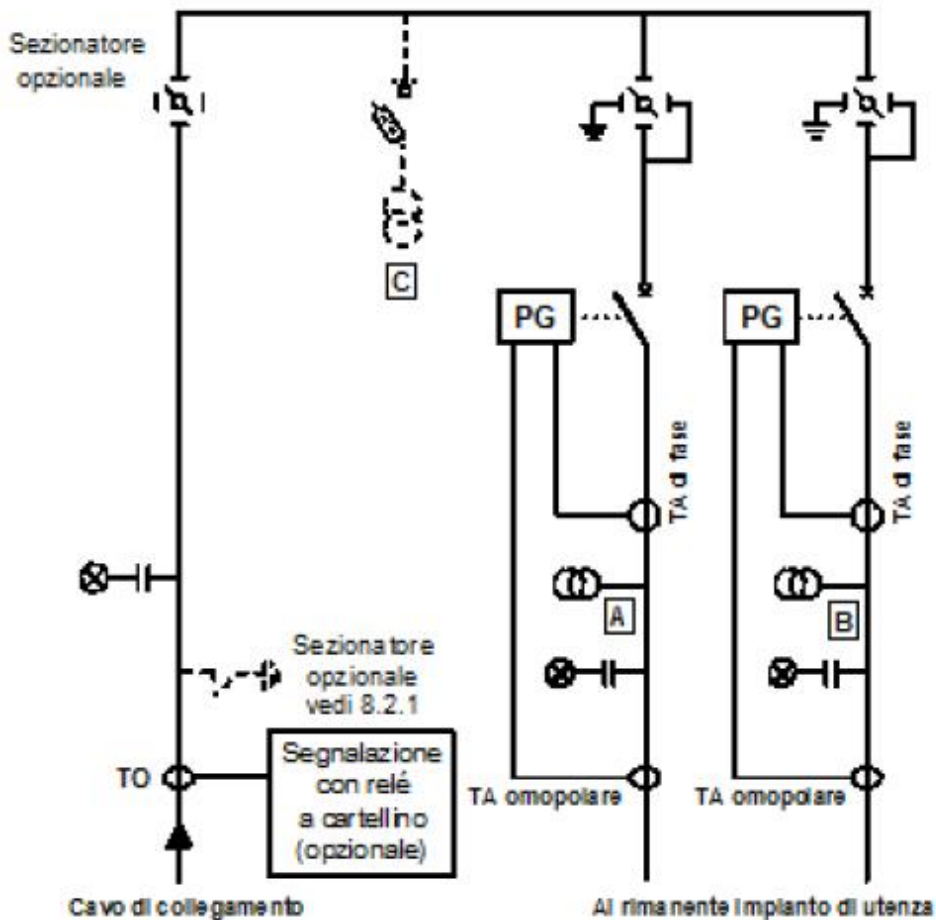
Lo schema rappresentato in Figura 3-1 mostra come il cavo di collegamento e la parte di rete MT a monte del primo dispositivo di protezione della SSE siano protetti dall'interruttore del distributore posto in cabina primaria. Per rendere minime le probabilità di guasto su questa sezione d'impianto il cavo di collegamento MT, comprese le due terminazioni, deve essere il più corto possibile (massimo 20 m) e di sezione almeno equivalente a 95 mm² di rame. Qualora non sia possibile la realizzazione dei locali di consegna e della SSE in strutture adiacenti, è ammesso (previo consenso del distributore) derogare dalla presente prescrizione, purché si impieghi un cavo in tratta unica con protezione meccanica aggiuntiva (Norma CEI 11-17).

Gli schemi riportati nelle Figure 3-2 e 3-3 sottostanti, rappresentano le apparecchiature che costituiscono gli impianti d'utenza per la connessione nel caso di schema a singolo e a doppio montante.



NOTA - Il TV tratteggiato in derivazione sulla sbarra, indicato con B, è un'alternativa alla soluzione indicata con A (soluzione consigliata)

Figura 3-2. Schema a singolo montante



NOTA - Il TV-I tratteggiato in derivazione sulla sbarra, indicato con C, è un'alternativa alla soluzione indicata con A e B

Figura 3-3. Schema a doppio montante

Quest'ultima configurazione di Figura 3-3 è ammessa purché siano rispettate le seguenti condizioni:

- un unico quadro MT (sono escluse le esecuzioni a giorno);
- nessuna apparecchiatura ulteriore, rispetto a quelle esplicitamente indicate in Figura 3-3, installata sulle sbarre MT.

Le apparecchiature MT devono avere una tensione nominale di isolamento non inferiore a 24 kV ed essere adeguate alla corrente di corto circuito trifase massima ai fini del dimensionamento delle apparecchiature.

Gli impianti debbono risultare collegati alla rete attraverso uno o più dispositivi di sezionamento e interruzione.

Il sezionatore generale, posto immediatamente a valle del punto di connessione è destinato a sezionare l'impianto della SSE dalla rete.

L'interruttore generale, posto immediatamente a valle del sezionatore generale, è in grado di escludere dall'impianto di rete per la connessione l'intero impianto della SSE. Tale dispositivo è normalmente da prevedere per tutte le tipologie di utenti; tuttavia può essere omesso pur di rispettare tutte le seguenti condizioni:

- la sbarra in MT della SSE sia posta immediatamente a valle del punto di connessione e sia equipaggiata al più con una terna di trasformatori/trasduttori voltmetrici;
- su tale sbarra siano attestati non più di due montanti con interruttore di protezione;
- le funzioni normalmente attribuite a tale dispositivo siano assolve dai dispositivi immediatamente attestati alla sbarra utente (*dispositivi di montante*), su ciascuno dei quali si devono prevedere le protezioni e le regolazioni tipiche del DG.

Il comando di chiusura dell'interruttore generale deve essere sempre regolamentato per non danneggiare persone o cose.

3.5 Caratteristiche dei componenti elettrici e criteri generali

Tutte le parti dell'impianto e le apparecchiature devono essere realizzate a regola d'arte. Tutti gli apparati e tutti i circuiti, primari e secondari, devono presentare caratteristiche di funzionamento e sovraccaricabilità, permanente e transitoria (per almeno 1s nel caso dei circuiti primari), corrispondenti alle caratteristiche nominali e alle correnti massime di corto-circuito possibili in un qualsiasi punto di inserimento sulla rete.

Particolare attenzione deve essere posta nella scelta di interruttori, sezionatori, TA, TV e trasformatori, per i quali le caratteristiche di prestazione devono essere selezionate tenendo conto delle caratteristiche tecniche della rete o in accordo con le indicazioni del distributore.

I sistemi di protezione installati nelle SSE e le protezioni della rete devono:

- contribuire alla sicura individuazione degli elementi guasti del sistema elettrico ed alla loro conseguente esclusione, per accelerare la diagnosi del disservizio e la ripresa del servizio;

- essere opportunamente coordinati.

La scelta del sistema di protezione deve essere effettuata seguendo le indicazioni del distributore, tenendo conto, tra l'altro, dei seguenti aspetti:

- l'assetto delle protezioni in cabina primaria;
- le caratteristiche dell'impianto di rete presso l'utenza, dell'impianto di utenza per la connessione e del restante impianto che compone le SSE;
- le caratteristiche dei collegamenti (linea aerea, in cavo, mista).

I sistemi di protezione devono essere correttamente mantenuti. In caso di malfunzionamento del sistema di protezione nelle SSE, il distributore ha facoltà di chiedere la revisione del sistema e l'immediata adozione di provvedimenti correttivi.

Per quanto riguarda le informazioni che devono essere fornite al distributore, esse consistono nelle segnalazioni di avviamento e scatto delle protezioni, con il relativo riferimento temporale, come messe a disposizione dalla PG.

3.6 Coordinamento selettivo delle protezioni

Il coordinamento tra le protezioni e gli automatismi di rete e quelle degli impianti delle sottostazione è finalizzato a ridurre le perturbazioni all'esercizio, permettendo di selezionare nel più breve tempo possibile il componente guasto (rapidità) e di circoscrivere la zona da mettere fuori servizio (selettività).

La mancata o tardiva eliminazione di un guasto, o la messa fuori servizio di un'area estesa della rete, o dell'impianto di SSE, possono dar luogo a pericolosi disservizi.

In generale, il coordinamento tra le protezioni di rete e di utenza viene conseguito con opportune regolazioni in tempo e corrente (selettività mista, cronometrica e amperometrica).

Per i guasti che si verificano su porzioni di rete dell'impianto di SSE a tensioni inferiori rispetto alla tensione di consegna, è generalmente necessario assicurare che il guasto stesso non determini interventi di protezioni di rete alla tensione di consegna (selettività amperometrica).

L'eliminazione selettiva dei guasti avviene con criteri diversi per i guasti polifasi e per i guasti monofasi a terra. In quest'ultimo caso le logiche di protezione/automazione di rete

sono radicalmente differenti a seconda dello stato del neutro. A neutro isolato, il guasto monofase viene eliminato dall'interruttore ad inizio linea ed il tronco di linea guasto viene poi disalimentato con l'apertura degli interruttori di manovra-sezionatori (IMS), posizionati lungo la linea. A neutro compensato, il guasto monofase può essere eliminato con la suddetta modalità oppure tramite la sola apertura degli IMS posizionati lungo la linea.

Per quanto riguarda invece i guasti polifase, la loro rapida eliminazione è conseguita con l'adozione di protezioni di massima corrente sugli interruttori ad inizio linea. Tali protezioni di massima corrente sono dotate di più soglie di intervento, tipicamente a tempo indipendente. Qualora si attivi la soglia istantanea (caso più critico ai fini della selettività tra protezioni di rete e di impianto di SSE), i tempi di eliminazione dei guasti polifasi sono tipicamente non superiori a 150ms - 200ms.

Inoltre, la rete MT è normalmente dotata di dispositivi di richiusura tripolare automatica rapida e lenta. Le impostazioni usuali della richiusura rapida sono di alcune centinaia di ms, mentre per la richiusura lenta i tempi di attesa variano da 30s a 180s.

Per quanto riguarda il coordinamento tra protezioni di rete e di SSE per guasti su porzioni dell'impianto della sottostazione alla stessa tensione di consegna, esso risulta differente a seconda del guasto considerato (monofase a terra o polifase).

Nel caso monofase, il coordinamento selettivo è conseguibile mediante differenziazione dei tempi di intervento. Per reti esercite con neutro compensato, essendo meno stringenti le necessità di una rapida estinzione del guasto stesso, il coordinamento risulta agevole, consentendo gradino di selettività cronometrica sugli impianti di SSE.

Per quanto riguarda i guasti polifase (e anche per i doppi guasti monofasi a terra), data l'elevata entità delle correnti e del buco di tensione causato agli utenti dalla stessa linea e dalle altre linee sottese alla stessa sbarra MT di cabina primaria, l'eliminazione del guasto da parte delle protezioni del distributore avviene generalmente senza ritardo intenzionale. Di conseguenza, le possibilità di coordinamento selettivo tra protezioni di rete e protezione generale della SSE sono molto ridotte (nulle nel caso di guasti franchi). Qualora il DG sia costituito da un interruttore, esso deve essere generalmente ad apertura istantanea: in caso di guasto si ha tipicamente l'apertura contemporanea della protezione in cabina primaria e

del medesimo dispositivo generale (DG), con la successiva richiusura rapida dell'interruttore di linea e la ripresa del servizio per gli altri utenti.

La possibilità di coordinamento selettivo, che consenta di evitare l'intervento della protezione di linea per guasti su porzioni dell'impianto della SSE alla stessa tensione di consegna, può essere conseguita impiegando per la protezione delle apparecchiature a valle del DG, come per esempio i trasformatori, fusibili limitatori di corrente. I guasti estinti per mezzo di tali dispositivi limitatori non provocano, con buona probabilità, l'intervento dell'interruttore di linea; inoltre, i guasti così risolti hanno minori conseguenze sulla qualità del servizio (buchi brevi e meno profondi).

Per quanto riguarda il coordinamento selettivo tra le protezioni di utenza alla stessa tensione della consegna, possiamo descrivere le analoghe considerazioni.

In caso di guasti monofasi a terra, la possibilità di coordinamento selettivo (tra DG e dispositivi a valle posti a protezione dei singoli montanti) è subordinata al massimo ritardo impostabile sul medesimo DG; dunque si ha un ritardo che garantisca un tempo complessivo di interruzione del guasto a 450 ms per reti a neutro compensato e 170 ms per reti a neutro isolato.

La disponibilità di un gradino di ritardo intenzionale sul DG, consente di conseguire un livello di selettività cronometrica; inoltre garantisce più livelli di selettività qualora si impieghino tecniche di coordinamento basate sulla comunicazione tra i dispositivi di protezione.

Per quanto riguarda i guasti polifase, il medesimo coordinamento selettivo tra DG e dispositivi di protezione dei singoli montanti è conseguibile impiegando tecniche di selettività basate sulla comunicazione tra i dispositivi di protezione. In tale caso, si possono avere due diverse situazioni, di seguito descritte.

In generale, l'apertura dell'interruttore di linea avviene senza ritardo intenzionale, e la successiva richiusura rapida consente di rialimentare la porzione dell'impianto della SSE non affetta da guasto. Infatti, nel caso di guasti a valle dei dispositivi di protezione dei singoli montanti, il coordinamento logico tra tali dispositivi e il DG causa il blocco del medesimo DG.

Qualora invece le SSE siano connesse tramite una linea per la quale sia possibile ritardare l'intervento della protezione in cabina primaria (previe verifiche circa l'energia specifica

passante conseguente al ritardo adottato), è possibile evitare l'intervento della medesima protezione di linea (situazione analoga a quella relativa ai guasti monofasi a terra su reti a neutro compensato).

Il distributore deve prevedere un ritardo nell'intervento delle proprie protezioni di linea, comunque non inferiore a 170 ms, al fine di permettere il coordinamento selettivo tra l'interruttore di linea e gli interruttori a valle del DG in grado di completare l'estinzione del guasto in meno di 120 ms. Un simile ritardo all'apertura del DG è finalizzato alla ricezione dei segnali di blocco provenienti dalle protezioni a valle e allo scambio di informazioni tra le protezioni a valle. Per guasti appena a valle del DG, o comunque in una zona protetta da interruttori non in grado di estinguere il guasto nel tempo sopra citato, si ha comunque l'apertura dell'interruttore di linea o dell'interruttore lungo linea, la cui successiva richiusura deve trovare il DG della SSE in condizioni di aperto.

Si deve sottolineare come questa modalità di coordinamento selettivo, imponendo un ritardo intenzionale sull'apertura della protezione di linea, causi un maggiore degrado dei componenti in occasione di ogni guasto, nonché maggiori disturbi all'eventuale rimanente utenza sottesa alla stessa sbarra MT di cabina primaria (buchi di tensione più lunghi). Pertanto, una simile modalità di coordinamento è riservata esclusivamente a utenti con esigenze di continuità documentabili e non risolvibili in maniera più efficiente con altri provvedimenti. Infine, si deve tenere presente che tale soluzione permette di evitare le interruzioni transitorie dovute alla richiusura rapida, ma non evita i buchi di tensione la cui durata risulta in alcuni casi aumentata.

3.7 Punti di connessione multipli e alimentazioni di emergenza

Vengono previsti punti di consegna multipli e altre alimentazioni elettriche di media o di bassa tensione. Tali alimentazioni di riserva sono differenti a seconda della tipologia della stazione presa in considerazione e degli anni in cui essa è stata costruita.

Si possono trovare gruppi elettrogeni di continuità oppure gruppi elettrogeni abbinati a gruppi statici di continuità. Ad esempio nella linea 5 della metropolitana di Milano (di recente costruzione) sono stati installati solamente gruppi di continuità statica (UPS).

È necessario che siano previsti opportuni interblocchi, tra gli organi di manovra delle reti per evitare il funzionamento in parallelo di distinti sistemi elettrici. A tale scopo devono

essere installati nel punto di confine fra la parte di impianto alimentata dal gruppo di emergenza e il rimanente impianto dell'utente due dispositivi interbloccati elettricamente e meccanicamente oppure un doppio blocco elettrico.

Allo scopo di evitare interruzioni del servizio durante il cambio di assetto della rete, previo accordo con il distributore, è ammesso il parallelo transitorio fra l'alimentazione di riserva e la rete, realizzabile unicamente con un sistema automatico che verifichi che la durata del funzionamento in parallelo delle diverse alimentazioni sia la più breve possibile e comunque non superiore a 30 s. A tale scopo, deve essere previsto un opportuno automatismo che impedisca il parallelo con la rete per un tempo superiore ai suddetti 30 s.

Siccome alcune stazioni sono dotate di gruppi statici di continuità per servizi non interrompibili di un certo rilievo (trifasi di potenza complessiva superiore a 30 kW), si deve evitare che tali apparecchiature possano erogare potenza, anche transitoriamente, verso la rete. Perciò, deve essere previsto un dispositivo che, al passaggio di potenza verso la rete sul ramo di *bypass*, interrompa tale condizione anomala di funzionamento entro 1s in modo da impedire il funzionamento del gruppo statico di continuità come utente attivo (CEI EN 62040) e capace di assicurare il sezionamento rispetto alla rete.

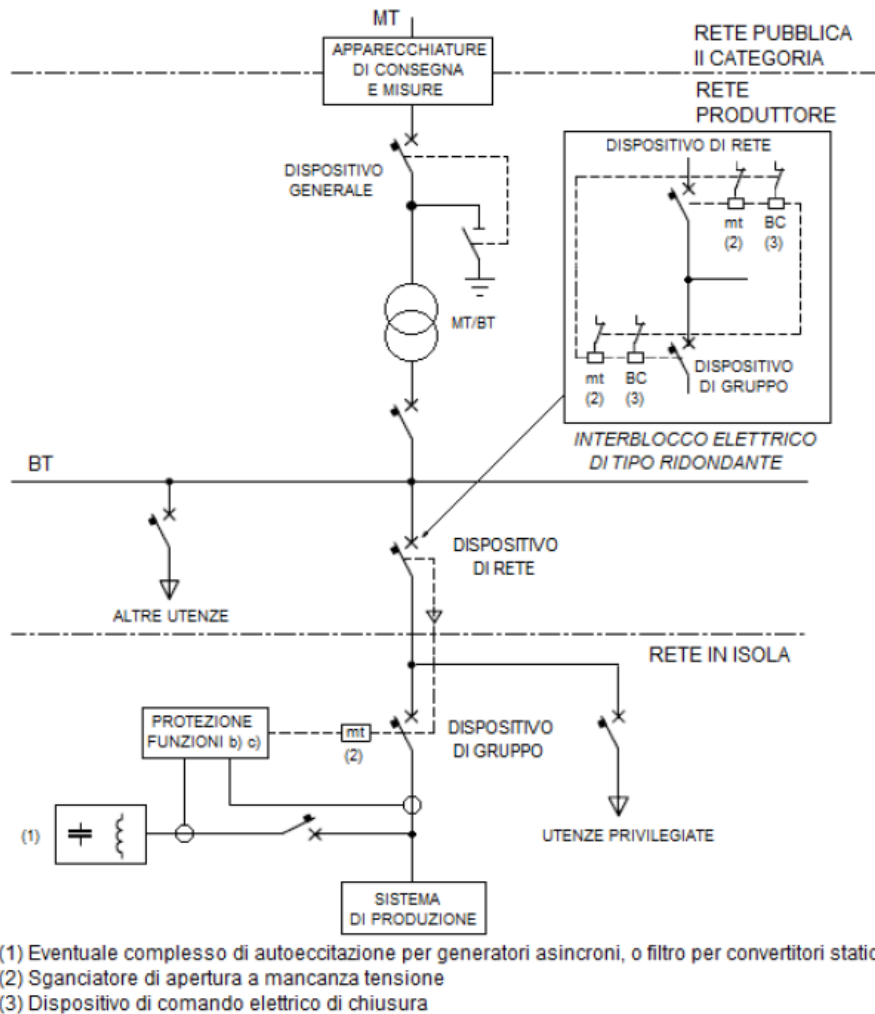


Figura 3-4. Interblocco tra alimentazione dalla rete industriale e alimentazione da gruppi di continuità statici o rotanti

3.8 Struttura delle SSE

Le sottostazioni elettriche sono state costruite durante gli anni, coerentemente con la costruzione di nuove linee o con il prolungamento di linee già esistenti. Per questo motivo si ha una vasta gamma di tecnologie presenti e alcune di esse differiscono profondamente tra di loro.

Le sottostazioni sono generalmente impresenziate e quindi tutte le apparecchiature devono essere dotate di un elevato grado di telecomando e telecontrollo, che permetta l'esecuzione di alcune manovre da un posto di controllo centrale.

Le SSE sono composte da varie tipologie di apparecchiature, ognuna delle quali assolve un compito ben definito, in termini di funzionalità e di protezione, per garantire l'alimentazione alla linea di contatto.

Opportuni pannelli sinottici rappresentano i vari impianti presenti all'interno di una sottostazione elettrica.

Essi permettono di riconoscere in maniera intuitiva le differenti parti del sistema (mediante l'ausilio di schemi funzionali colorati), ovvero:

- la zona di media tensione quindi l'arrivo della fornitura dall'ente distributore con le relative protezioni;
- la linea primaria di alimentazione;
- la zona in bassa tensione asservita ai servizi ausiliari di SSE;
- la zona in corrente continua che fornisce l'alimentazione alla linea di trazione (indicando con differenti colorazioni il polo positivo e negativo).

L'Alimentazione della SSE in MT, è responsabile dell'approvvigionamento dell'energia in media tensione, in arrivo dalla rete di distribuzione, per alimentare i trasformatori dei gruppi di conversione. È possibile prevedere una dorsale con origine nelle SSE (alimentata tramite opportuni trasformatori dalla rete MT in arrivo dal distributore) lungo il tracciato ferroviario, così da alimentare tutte le cabine di stazione presenti. Nella maggior parte delle SSE l'arrivo della linea dal distributore avviene direttamente nella SSE e il punto di consegna viene realizzato tramite un'apposita cabina del distributore presente nella sottostazione stessa. Nel caso in cui la rete del distributore sia lontana dal luogo in cui si trova la SSE, risulta necessaria la creazione di un punto di consegna, adiacente alla rete in media tensione, nel quale si evidenzi chiaramente la fine dell'impianto del distributore e l'inizio dell'impianto inerente la SSE. Il quadro di ricezione dal distributore viene solitamente installato all'interno di una cabina prefabbricata, realizzata secondo le richieste dell'ente fornitore.

Tale quadro deve essere conforme alla norma CEI 0-16 e realizzato combinando:

- uno scomparto arrivo linea da ente distributore;
- uno scomparto misure;
- due scomparti protezione linea.

Il tipico scomparto costituente questi quadri deve costituire un complesso a se stante diviso in varie celle (cella sbarre, cella apparecchiature MT e cella BT) ed esse devono essere segregate tra loro.

Lo scomparto arrivo linea da ente distributore deve contenere le seguenti apparecchiature e condizioni:

- altezza di installazioni inferiore 1000m;
- temperature ambiente comprese tra -5°C e 45°C ;
- sezionatore tripolare di linea;
- sezionatore di terra;
- deve essere realizzato un sistema di interblocchi meccanici con chiave tra sezionatore di linea, sezionatore di terra e portelle, tale da garantire la sicurezza per gli operatori che vanno ad effettuare le operazioni di manutenzione sullo scomparto.

Infine lo scomparto di arrivo linea da ente distributore deve contenere:

- un sezionatore tripolare di linea, solitamente viene utilizzato un sezionatore in esafluoruro di zolfo (SF_6);
- un sezionatore di terra.

Deve essere realizzato un sistema di interblocchi meccanici e a chiave tra sezionatore di linea, sezionatore di terra e portelle, tale da garantire la sicurezza per gli operatori che vanno ad effettuare le operazioni di manutenzione sullo scomparto.

Lo scomparto misure deve contenere:

- un interruttore di manovra-sezionatore isolato;
- un sezionatore di terra;
- trasformatori di tensione a doppio secondario per l'inserzione di protezioni e misure con i relativi fusibili di protezione.

Anche in questo caso, come per tutti gli scomparti presenti nei quadri di media tensione, deve essere realizzato un sistema di interblocchi meccanici e a chiave tra IMS, sezionatore di terra e portelle. I fusibili sono ad alto potere di interruzione e limitatori di corrente e, generalmente, vengono realizzati con una cartuccia in tessuto di vetro impregnata, contenente gli elementi fusibili in argento purissimo annegato in sabbia di silicio. L'intervento del singolo fusibile viene segnalato per mezzo di appositi contatti.

Infine nello scomparto protezione linea viene solitamente installato un interruttore tripolare in vuoto associato ad un sezionatore tripolare in SF_6 . Viene poi montato un trasformatore

toroidale di corrente al quale è associato un'unità di protezione e misura 50/51/51N/67N/59N/27.

Dal quadro di ricezione di sottostazione della fornitura elettrica partono due cavi, di proprietà dell'impresa ferroviaria, che si vanno ad attestare al quadro in media tensione presente nella SSE. La scelta del doppio cavo è pensata per questioni di ridondanza e di continuità dell'alimentazione.

Il quadro viene solitamente realizzato combinando:

- due scomparti arrivo linea da cabina di ricezione;
- due scomparti a protezione del trasformatore di gruppo;
- uno scomparto a protezione del trasformatore per i servizi ausiliari;
- uno scomparto a protezione del trasformatore 23/9 kV (nel caso in cui sia presente la dorsale 9 kV).

Lo scomparto arrivo linea da cabina di ricezione deve contenere un sezionatore tripolare di linea in SF₆ e un sezionatore di terra. I sezionatori garantiscono il totale isolamento della sottostazione in caso di separazione voluta per lavori di manutenzione o altre esigenze dettate dalla condizione dell'impianto. I sezionatori tripolari di terra possono essere comandati con manovra manuale, per mezzo di una leva asportabile e sono generalmente forniti con pieno potere di chiusura e dotati di contatti ausiliari. Per ragioni di sicurezza, sul pannello frontale di manovra, oltre ai fori per inserire le leve di comando, sono presenti dei blocchi a chiave sull'albero di comando del sezionatore di terra. E' inoltre presente una segnalazione che permette di verificare se il sezionatore di terra sia aperto oppure chiuso.

Lo scomparto protezione trasformatore di gruppo vede l'inserimento di un interruttore tripolare in vuoto cui è associato un sezionatore tripolare in SF₆ e un sezionatore tripolare di terra. Mediante l'inserzione di TA e TV è inserita un'unità di protezione e misura 50/51/51N/67N/59N/27 multifunzione a microprocessore. Gli interruttori installati nelle SSE di nuova generazione sono in vuoto, motorizzati ed estraibili; ogni polo racchiude tutte le parti attive in un involucro isolante in resina epossidica. Nelle SSE esistenti si trovano interruttori in SF₆ o in aria compressa; questi ultimi hanno associato un impianto di compressione dell'aria che viene prodotta mediante compressori dedicati. Gli interruttori di recente costruzione sono forniti di un motoriduttore e da relativi accessori per la carica delle molle di chiusura. In serie sul motoriduttore è presente un contatto di

fine corsa del motore carica molle. La carica avviene in maniera automatica immediatamente dopo ogni manovra di chiusura ma, in caso di emergenza, le molle possono essere caricate manualmente a mezzo di una leva. L'interruttore è dotato di uno sganciatore di chiusura, uno sganciatore di apertura e uno sganciatore di minima tensione. Viene prevista una logica anti richiusura in modo da impedire l'eccitazione dello sganciatore di chiusura se, in caso fortuito, permanesse un comando. I trasformatori di tensione (TV) sono di costruzione anti-ferrorisonante a due secondari; uno dei quali viene utilizzato per le misure mentre l'altro è utilizzato per l'inserzione di un ulteriore sistema di anti-ferrorisonanza. L'isolamento del TV è solitamente di tipo solido, in resina sintetica non infiammabile. I TV, collegati a stella, hanno la prestazione nominale e la classe riferita alla tensione stellata; mentre quelli installati nello "scomparto protezione generale DG" devono rispettare le prescrizioni riportate sulla norma CEI 016. I trasformatori di corrente (TA) sono solitamente di tipo a nucleo avvolto o toroidale.

Anche lo scomparto per la protezione del trasformatore dei servizi ausiliari ha al suo interno un interruttore tripolare in vuoto, un sezionatore tripolare in SF6 e un sezionatore tripolare di terra. Sempre mediante TA e TV sono installate le protezioni presenti negli altri scomparti.

Inoltre, i circuiti ausiliari di comando e segnalazione, all'interno dei quadri di recente costruzione, sono realizzati con conduttori flessibili in rame di sezione minima 1,5 mm², isolati in NOG9-K non propagante l'incendio. I circuiti amperometrici di misura e protezione vengono costruiti con conduttori con caratteristiche come sopra ma con sezione minima di 2,5 mm².

Tutti i circuiti ausiliari che attraversano le zone di media tensione sono protetti da condotti metallici, opportunamente messi a terra. Sono inoltre installate delle canalette di collegamento tra i vari scomparti del quadro per i circuiti ausiliari interpannelli.

Tutte le apparecchiature comunemente in tensione sono munite di uno schermo isolante facilmente asportabile, che evita contatti accidentali da parte del personale addetto a manutenzione e controllo.

È di fondamentale importanza collegare a terra tutti i componenti principali. L'impianto di terra viene realizzato con una sbarra di terra in rame, avente sezione minima 100 mm², la quale, solidamente imbullonata, percorre tutta la struttura metallica. La struttura stessa e gli

elementi di carpenteria sono inoltre francamente collegati fra loro mediante saldatura per garantire un buon contatto elettrico fra le parti. Su ciascuna estremità della sbarra di terra si dovranno prevedere morsetti adatti al collegamento con cavo all'impianto di messa a terra della cabina.

La messa a terra dell'interruttore di media tensione deve essere assicurata durante la sua estrazione per mezzo di una pinza collegata direttamente alla sbarra di terra; la messa a terra del telaio dei sezionatori e degli interruttori di manovra sezionatori di media tensione viene assicurata dal collegamento al circuito di terra.

Le unità combinate di misura e protezione sono realizzate con tecnologia a microprocessore; montate nello scomparto in bassa tensione ed alimentate dalla stessa tensione a 110Vcc che alimenta i circuiti ausiliari del quadro. Le apparecchiature di protezione installate negli scomparti di arrivo linea devono essere dichiarate conformi alla norma CEI 0-16.

Il relè di protezione digitale è basato su ingressi/uscite logici ed analogici e deve essere in grado di controllare le informazioni riguardanti lo stato e la diagnostica del quadro in media tensione.

Al fine di migliorare il controllo del quadro di media tensione, e in particolare dell'interruttore, di ridurre i tempi di manutenzione e fuori servizio, le protezioni dovranno prevedere una serie di automatismi tra i quali si possono citare:

- la selettività logica;
- il controllo della bobina di apertura dell'interruttore;
- il controllo dello stato degli organi di manovra;
- l'apertura/chiusura da remoto.

3.9 Conversione dell'energia elettrica

I gruppi di conversione delle sottostazioni attualmente sono costituiti da un trasformatore di gruppo e un raddrizzatore. Nel corso degli anni sono stati effettuati dei progressi per quanto riguarda le loro prestazioni, il loro rendimento, la manutenzione e l'affidabilità.

I più obsoleti gruppi di conversione erano costituiti da gruppi rotanti, i quali vennero in seguito sostituiti da gruppi statici. I primi raddrizzatori statici erano costruiti da valvole ai vapori di mercurio i quali ebbero una notevole importanza nello sviluppo della trazione elettrica. A partire dagli anni sessanta la tecnologia mise a disposizione i diodi al silicio, con cui era possibile effettuare dei raddrizzatori a ponte più affidabili. Con tali sistemi è possibile realizzare soltanto la conversione dalla tensione alternata alla tensione continua.

Negli ultimi decenni, lo sviluppo di nuovi componenti, come i semiconduttori controllati, ha allargato enormemente il campo d'applicazione della conversione elettronica, offrendo molteplici possibilità di variare, con elevato rendimento, tensione e corrente.

In questo capitolo si vuole porre l'accento sulla conversione di energia elettrica da corrente alternata a corrente continua e viceversa (conversione c.a./c.c. e c.c./c.a.) mediante l'utilizzo di inverter a ponte bidirezionali. Nello specifico verranno trattati convertitori con valvole IGBT, dal momento in cui il loro utilizzo risulta più pratico in soluzioni già affermate e che verranno analizzate.

3.10 Conversione con inverter

Una prima classificazione degli inverter è fatta in base alla tipologia di accumulo esistente nello stadio in continua. Sono denominati inverter a tensione impressa o VSI (*Voltage Source Inverter*) quando sul lato in corrente continua è presente una sorgente di tensione realizzata tramite un condensatore C (di grosse dimensioni) che ha la funzione di mantenere sostanzialmente costante la tensione di alimentazione nello stadio inverter, che a sua volta sarà in grado di generare una tensione di uscita controllabile. Sono invece denominati inverter a corrente impressa o CSI (*Current Source Inverter*) quando vi è una sorgente di corrente normalmente realizzata con un grosso accumulo energetico di tipo induttivo; lo stadio intermedio è rappresentato da un'induttanza L e l'inverter può quindi generare una corrente di uscita controllabile. Gli azionamenti con convertitori a corrente impressa, a differenza dei VSI, trovano un impiego limitato, tipicamente solo nel campo delle potenze medio-alte.

Si vogliono ora analizzare quelli a tensione impressa, nel caso più semplice di un inverter monofase. Essendo la tensione $v_o(t)$ e corrente $i_o(t)$ di uscita di forma sinusoidale, si può notare che il circuito lavora su quattro quadranti nel piano tensione-corrente ($v_o - i_o$); ciò significa che durante le varie fasi di lavoro, avverranno continui scambi di energia tra

l'alimentazione e il carico. Come riportato in Figura 3-5, a seconda del verso della potenza istantanea data dalla formula $p_o(t) = v_o(t) \cdot i_o(t)$ è possibile notare in quale quadrante si sta operando considerando che:

- zona 1: $v_o > 0$ & $i_o > 0$, quindi $p > 0$, perciò zona di funzionamento da inverter;
- zona 2: $v_o < 0$ & $i_o > 0$, quindi $p < 0$, perciò zona di funzionamento da raddrizzatore;
- zona 3: $v_o < 0$ & $i_o < 0$, quindi $p > 0$, perciò zona di funzionamento da inverter;
- zona 4: $v_o > 0$ & $i_o < 0$, quindi $p < 0$, perciò zona di funzionamento da raddrizzatore.

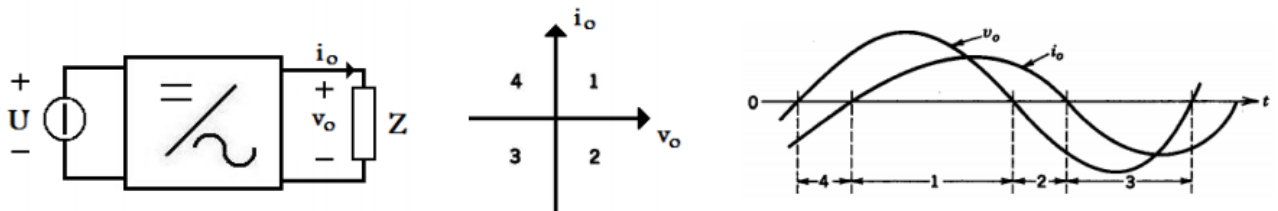


Figura 3-5. Funzionamento dell'inverter su quattro quadranti

Questa configurazione monofase di cui in Figura 3-5, chiamata a mezzo-ponte, è formata da due interruttori connessi in serie (composti da dispositivi attivi come GTO, BJT, IGBT), ciascuno dei quali munito di un diodo in antiparallelo in modo da rendere l'interruttore unidirezionale in tensione e bidirezionale in corrente. Il carico è connesso tra i punti intermedi dei due rami; la serie degli interruttori è connessa in parallelo alla serie di due condensatori uguali, la cui capacità, deve essere elevata in modo che la tensione centrale rimanga pressoché costante e pari a $\frac{V_d}{2}$.

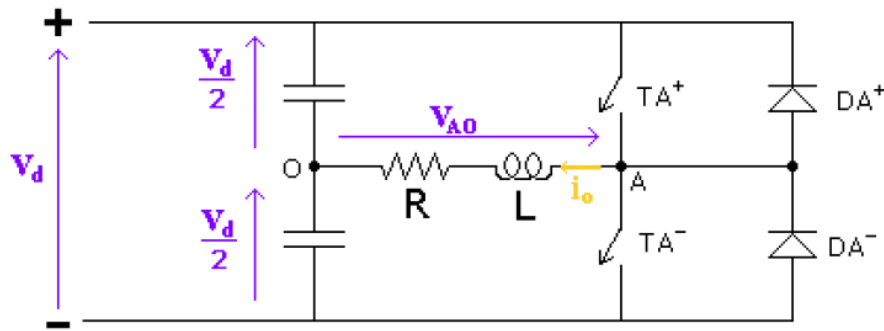


Figura 3-6. Circuito a mezzo ponte di un inverter

Questa struttura permette di ottenere due livelli di tensione in uscita, che grazie alla presenza dei diodi in antiparallelo sugli interruttori, sono indipendenti dal verso della corrente $i_o(t)$. Il primo livello è ottenibile con la configurazione TA^+ chiuso ed TA^- aperto, e la tensione di uscita $v_{AO}(t)$ applicata al carico è positiva e pari ad $\frac{V_d}{2}$, mentre con il secondo livello, dato da TA^+ aperto ed TA^- chiuso, la tensione di uscita si porta ad un valore negativo pari a $-\frac{V_d}{2}$. Un difficile aspetto di gestione nel controllo di questo tipo di convertitore è dovuto al fatto che ritardi e imprecisioni dei comandi possono causare la sovrapposizione della conduzione dei due interruttori ma ovviamente ciò non deve mai accadere: la contemporanea chiusura degli interruttori infatti, porterebbe ad un cortocircuito quasi sempre distruttivo tra l'alimentazione del lato in continua. Per ovviare a questo tipo di problema, negli interruttori reali è previsto l'inserimento di un tempo morto (*dead time*) per garantire che ciascun interruttore di ramo sia effettivamente aperto quando l'altro è in fase di chiusura.

Per poter controllare l'apertura e la chiusura delle due valvole TA^+ e TA^- è necessario un sistema di controllo che confronti due onde, una tensione di controllo v_c sinusoidale (chiamata "modulante") a frequenza f_c e una tensione triangolare v_p (chiamata "portante") a frequenza di *switching* f_s , i cui valori massimi sono indicati rispettivamente con V_c e V_p .

Per la trattazione che si effettua ora, si trascurano i tempi morti delle valvole, infatti si ipotizza che le valvole commutino istantaneamente una dopo l'altra senza sovrapposizioni. È possibile definire due importanti rapporti, chiamati rapporto di modulazione di ampiezza m_a e rapporto di modulazione di frequenza m_f :

$$m_a = \frac{V_c}{V_p} ;$$

$$m_f = \frac{f_s}{f_c}.$$

Generalmente $f_s \gg f_c$ pertanto $m_f \gg 1$. Il sistema di controllo chiude la valvola TA^+ negli istanti in cui la modulante è maggiore della portante ($V_c > V_p$) generando una tensione $V_{AO} = \frac{v_d}{2}$. Viceversa, chiude TA^- quando la modulante è minore della portante ($V_c < V_p$) generando una conseguente tensione $V_{AO} = -\frac{v_d}{2}$. È chiaro che le due valvole TA^+ e TA^- non possono mai essere chiuse contemporaneamente (in tal caso si incorrerebbe in corto circuito), quindi negli istanti in cui TA^+ è chiusa, TA^- è aperta e viceversa.

In questo modo ai capi del carico, ovvero ai terminali A e O si manifesta una tensione oscillante V_{AO} tra due valori: $\pm \frac{V_d}{2}$. L'obiettivo di questa tecnica è ottenere un'uscita alternata con tensione $v_{AO}(t)$ e corrente $i_o(t)$ alla frequenza desiderata. Strategie di pilotaggio migliori e largamente impiegate in ambito industriale sono le cosiddette tecniche PWM (*Pulse Width Modulation*), dette anche modulazione a larghezza d'impulso: esse creano tensioni in uscita formate da impulsi di larghezza variabile, in modo da poter approssimare un andamento sinusoidale con il valore medio (variabile, perciò si parla di media mobile) degli impulsi in ogni periodo di commutazione (grazie all'ipotesi di avere m_f molto superiore all'unità). Le diverse tecniche PWM si differenziano dalla modalità con cui si creano i segnali di controllo degli interruttori. Facendo riferimento a quanto appena descritto circa la logica di commutazione delle valvole, si ricava come riportato in Figura 3-7 la seguente tensione $v_{AO}(t)$.

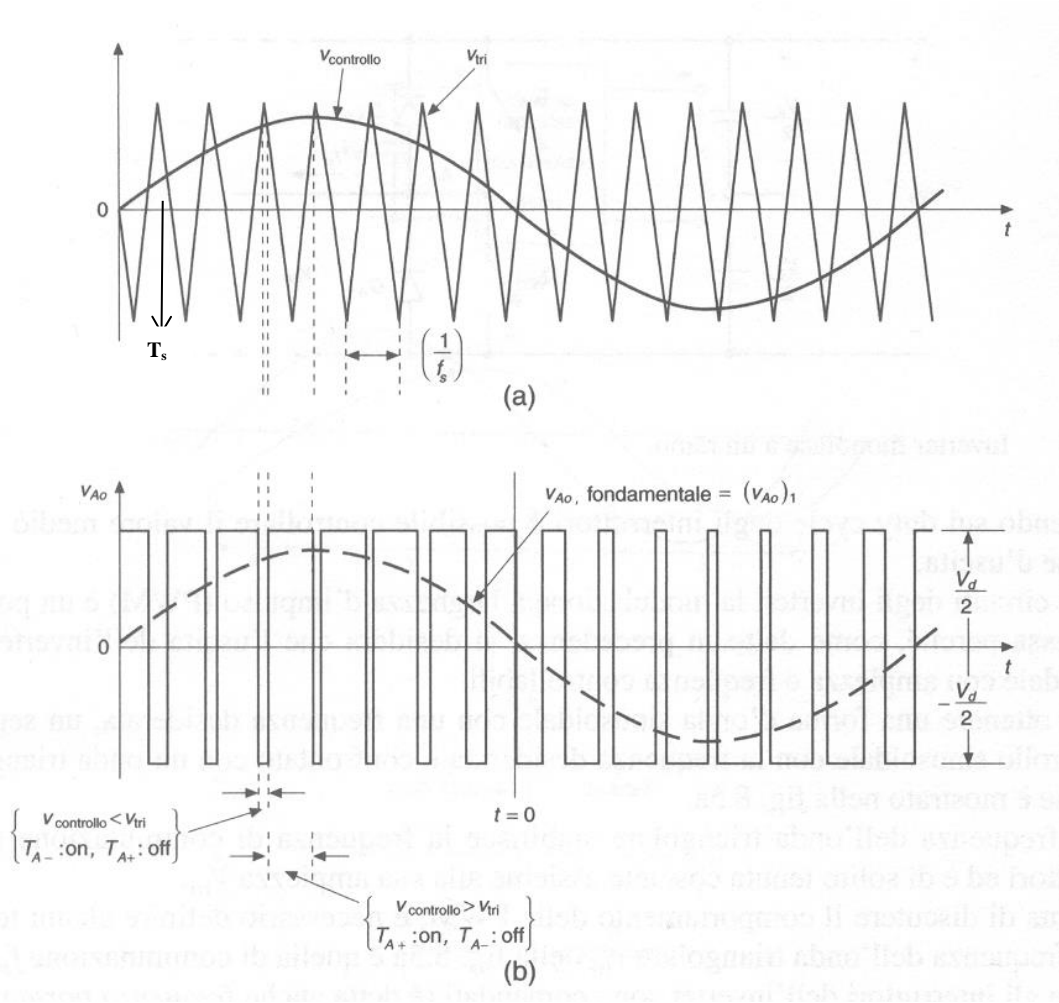


Figura 3-7. Tensione V_{AO} in uscita dall'inverter

La frequenza f_s del segnale triangolare determina la frequenza di commutazione delle valvole ed è molto maggiore di quella del segnale di riferimento f_c , la quale sarà corrispondente alla frequenza della forma d'onda risultante in uscita.

Possiamo osservare in questo modo una tensione modulata ad andamento rettangolare asimmetrico il cui valore medio ci dà una grandezza sinusoidale avente ampiezza e frequenza imposte dal circuito di controllo.

Per dimostrare questo risultato, consideriamo un periodo T_s del segnale portante. In questo intervallo essendo per ipotesi $m_f > 1$ si può considerare costante la sinusoide V_c , dunque calcolando il valore medio di $V_{AO}(t)$:

$$V_{AO} = \frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} V_{AO} dt = \frac{V_d}{2} (2D - 1);$$

$$D = \frac{t_{onTA^+}}{T_s};$$

Ipotizzando di rimanere all'interno del singolo periodo T_s possiamo ritenere corretta la formula suddetta in cui il *duty cycle* non è funzione del tempo. In realtà però dobbiamo aver chiaro che il *duty cycle* è anch'esso funzione del tempo se consideriamo tutti i periodi T_s , quindi esso varierà nel tempo per tutti gli altri periodi dato che per le ipotesi fatte, la sinusoide verrà sempre considerata con valore costante all'interno del periodo ma con valori differenti, così da far variare nei calcoli il *duty cycle* $D(t)$.

Ora facendo alcune considerazioni geometriche nel periodo di osservazione, possiamo vedere che:

$$\frac{V_C}{\hat{V}_p} = 2D - 1.$$

E infine sostituendo e scrivendo la relazione finale nel tempo (ovvero considerando $V_{AO}(t)$, $V_C(t)$ e $D(t)$) si evince che la forma d'onda sinusoidale in uscita sarà:

$$V_{AO}(t) = \frac{V_d}{2} \frac{V_C(t)}{\hat{V}_p} = \frac{V_d}{2} \frac{\hat{V}_C}{\hat{V}_p} \sin(\omega_c t) = \frac{V_d}{2} m_a \sin(\omega_c t);$$

$$\hat{V}_{AO1} = \frac{V_d}{2} m_a.$$

Dunque la tensione fondamentale di prima armonica $V_{AO}(t)$ rappresentata in Figura 3-7, è semplicemente una media mobile costruita come appena descritto, in cui è necessario che m_a sia molto minore dell'unità.

Infine si può osservare che maggiore sarà il rapporto di modulazione di frequenza e migliore sarà la forma d'onda risultante, per questo è importante investire nella ricerca di valvole con commutazioni molto veloci.

La forma d'onda v_{AO} , come mostrato, non è sinusoidale ma è costituita da impulsi modulati; ciò significa che, oltre all'armonica fondamentale, compaiono delle armoniche che hanno ordine di armonicità $h = j \cdot m_f \pm k$; in cui se j è pari k è dispari e viceversa. Avendo un m_f intero dispari, la funzione v_{AO} è una funzione dispari e presenta inoltre simmetria speculare (simmetria a semionda), per cui nello sviluppo in serie di Fourier compaiono solo i termini in seno e quindi minor inquinamento armonico. Viceversa, utilizzando un m_f pari si ha anche la presenza di armoniche pari, per cui è sempre preferibile scegliere un valore dispari di m_f in maniera da ridurre il contenuto armonico. A

titolo d'esempio viene mostrato in Figura 3-8 uno spettro della tensione in uscita, normalizzato rispetto a $\frac{V_d}{2}$ e particolarizzato per $m_a = 0,8$ e $m_f = 15$.

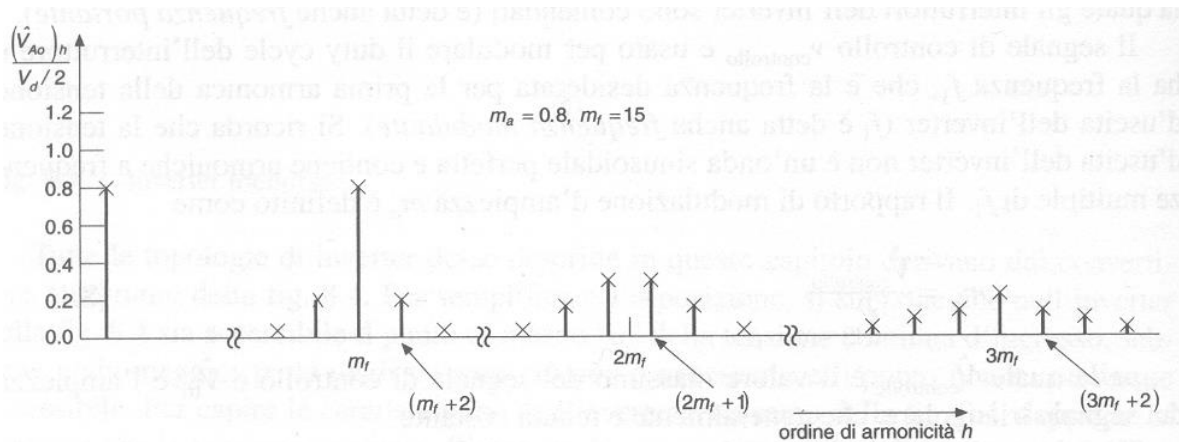


Figura 3-8. Spettro della tensione d'uscita V_{AO}

È sempre preferibile fare in modo che m_f sia numero intero; in caso contrario nascono sub-armoniche ed inter-armoniche che vanno a peggiorare la qualità della tensione d'uscita.

Risulta importante considerare quanto detto, nel caso in cui si voglia aumentare la frequenza della prima armonica agendo sulla ω_c e perciò agendo sull' m_f : bisogna infatti prestare attenzione al fine di evitare problemi di ulteriori armoniche. In definitiva si può dimostrare che con un m_f molto elevato si ha un miglioramento sostanziale in quanto le eventuali sub-armoniche diminuiscono in ampiezza e le armoniche superiori alla fondamentale traslano ad ordini di grandezza maggiori (quindi trascurabili).

Dunque un fattore che influenza la rapidità del circuito in senso generale e per ogni tipo di modulazione che si deve effettuare, è dato dalla scelta degli interruttori, selezionati in base alla potenza e alla velocità del sistema: tanto maggiore è la potenza da erogare al carico, tanto minore sarà la velocità di commutazione che l'interruttore può raggiungere e tanto più limitato il campo di variazione della frequenza in uscita. A titolo di esempio, viene riportata la Figura 3-9 sottostante, che riassume i principali componenti utilizzati come interruttori elettronici negli inverter ed il relativo valore della velocità di commutazione.

Componente	Velocità di commutazione
MOSFET	10 – 100 nS
BJT	100 – 1000 nS
IGBT	1000 nS
SCR	0.01 – 0.1 mS

Figura 3-9. Principali valvole di commutazione

Se eseguiamo una modulazione ad onda quadra avremmo uno spettro armonico più inquinato: infatti si otterrebbe un forma d'onda d'uscita con frequenza uguale alla frequenza dell'onda quadra.

Come possiamo notare dalla Figura 3-10 che riporta l'analisi di Fourier della sinusoide in uscita, vi è una presenza di componenti armoniche molto vicine alla frequenza fondamentale, il che influenza negativamente la forma d'onda del segnale di uscita.

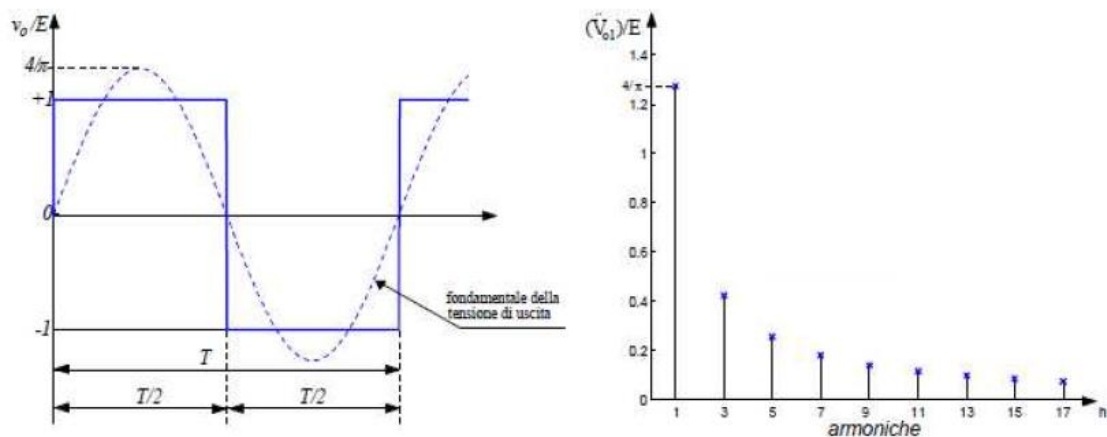


Figura 3-10. Analisi di Fourier della sinusoide d'uscita

3.11 Inverter trifase

In questo caso l'inverter è costituito da tre "gambe", ciascuna formata da due valvole T+ e T- e da due diodi in antiparallelo, D+ e D-. In uscita si hanno tre morsetti A, B e C tra i quali si ottiene la tensione sinusoidale concatenata.

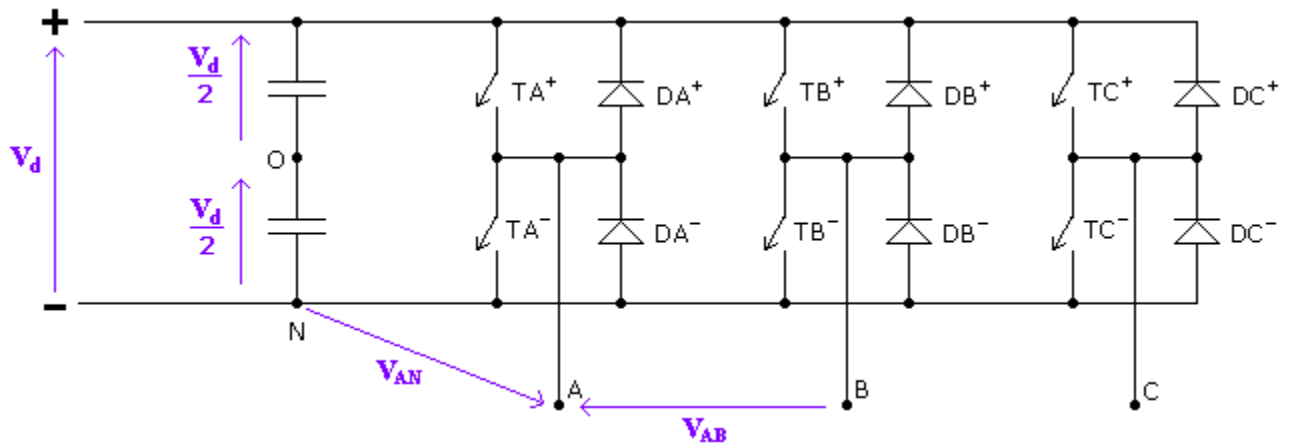


Figura 3-11. Inverter trifase

Analogamente all'inverter a mezzo ponte il controllo delle valvole è ottenuto mediante confronto tra portante e modulante. In questo caso però si dovranno avere tre tensioni di controllo (modulanti) sfasate di 120° tra loro; così facendo ai morsetti A, B e C si ottengono le tensioni di fase V_{AN} V_{BN} V_{CN} e le relative tensioni concatenate V_{AB} V_{BC} V_{AC} , sinusoidali a frequenza f , di pari ampiezza e con sfasamento reciproco di 120° (Figura 3-12).

Le tensioni di fase presentano un contenuto armonico identico a quello del caso a mezzo ponte e, come già visto, hanno uno sfasamento reciproco di 120° ; ciò significa che lo sfasamento tra l'armonica m_f di una fase e quella della fase successiva è pari a $120^\circ \cdot m_f$. Scegliendo m_f in modo tale che sia un multiplo di tre, lo sfasamento diventa pari a $360^\circ \cdot m_f$, cioè risulta nullo, pertanto nella tensione concatenata (differenza delle due tensioni di fase), l'armonica di ordine m_f non compare.

Quindi adottando un m_f intero dispari e multiplo di tre si ha un contenuto armonico delle tensioni concatenate minore rispetto al caso di inverter a mezzo ponte, a tutto vantaggio della qualità della tensione in uscita. In Figura 3-13 è rappresentato lo spettro della tensione concatenata (normalizzato rispetto a V_d) per $m_a = 0,8$ e $m_f = 15$.

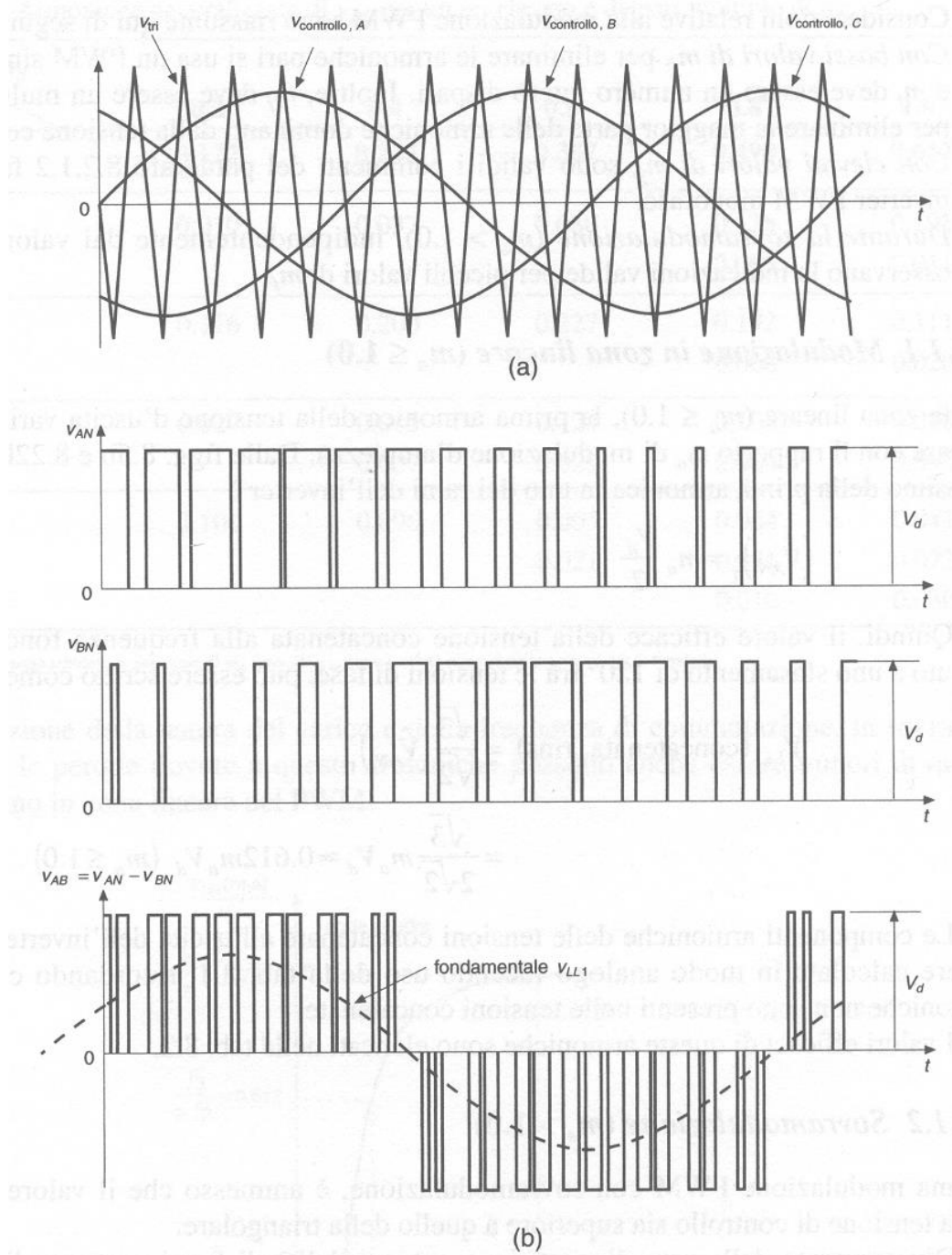


Figura 3-12. Tensioni concatenate d'uscita da un inverter trifase

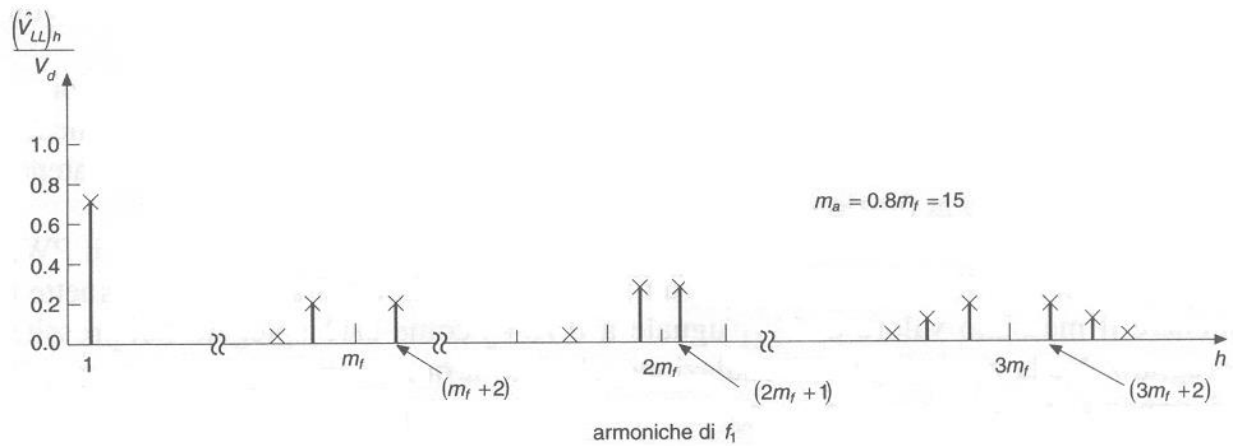


Figura 3-13. Spettro della tensione concatenata di un inverter trifase

In Figura 3-14 sono riportate le ampiezze delle armoniche che compaiono nella tensione concatenata in caso di m_f elevato, dispari e multiplo di tre. È interessante notare che l'ampiezza delle armoniche non sempre diminuisce all'aumentare dell'ordine di armonicità, anzi in alcuni casi raggiunge il valore assunto dalla prima armonica, in particolare per m_a basso.

h	m_a				
	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
1	0,122	0,245	0,367	0,490	0,612
$m_f \pm 2$	0,010	0,037	0,080	0,135	0,195
$m_f \pm 4$	-	-	-	0,005	0,011
$2m_f \pm 1$	0,116	0,200	0,227	0,192	0,111
$2m_f \pm 5$	-	-	-	0,008	0,020
$3m_f \pm 2$	0,027	0,085	0,124	0,108	0,038
$3m_f \pm 4$	-	-	0,029	0,064	0,096
$4m_f \pm 1$	0,100	0,096	0,005	0,064	0,042
$4m_f \pm 5$	-	-	0,021	0,051	0,073
$4m_f \pm 7$	-	-	-	0,010	0,030

Figura 3-14. Ampiezze delle armoniche che compaiono nella tensione concatenata in caso di m_f elevato

In caso di modulazione lineare (ossia per $m_a < 1$), le tensioni di fase hanno la stessa espressione ricavata nel caso di inverter a mezzo ponte suddetta:

$$V_{f_{ase}}(t) = \frac{V_d}{2} \frac{V_C(t)}{\hat{V}_p} = \frac{V_d \hat{V}_C}{2 \hat{V}_p} \sin(\omega_c t) = \frac{V_d}{2} m_a \sin(\omega_c t);$$

Per poter aumentare il valore efficace della tensione concatenata V_{AB} si può passare al funzionamento in sovramodulazione, spingendo l' m_a oltre l'unità: questo si ottiene aumentando l'ampiezza della tensione di controllo e mantenendo fissa l'ampiezza della portante. A differenza di prima però non sussiste più un rapporto di proporzionalità diretta tra il valore efficace della tensione di uscita dall'inverter ma si ottiene l'andamento rappresentato in Figura 3-15.

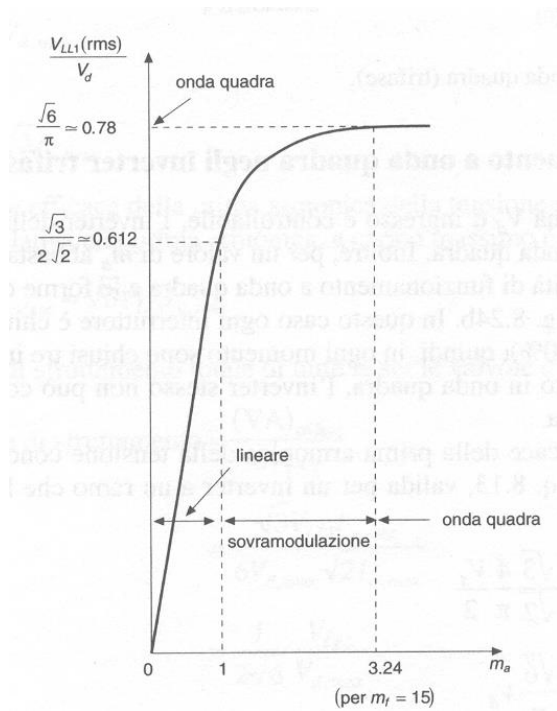


Figura 3-15. Valore efficace della prima armonica della tensione concatenata (in p.u. rispetto a V_d) in funzione di m_a

Come si nota, oltre un certo valore di m_a (funzione di m_f), il valore efficace della tensione concatenata non aumenta ma rimane costante e pari al massimo a $\frac{\sqrt{6}}{\pi} m_a V_d$, che corrisponde al funzionamento in onda quadra. È facile intuire che in questa modalità di funzionamento non è più possibile regolare il valore della tensione concatenata attraverso la modulazione d'ampiezza (cioè variando m_a) ma risulta che l'ampiezza della tensione concatenata è dipendente solo dalla tensione continua V_d .

Anche per quanto riguarda il contenuto armonico si hanno delle sostanziali differenze: in questo caso nella tensione concatenata sono presenti tutte le armoniche di ordine $6n \pm 1$ le

cui ampiezze decrescono con proporzionalità inversa rispetto all'ordine di armonicità secondo l'equazione:

$$V_{ABh} = \frac{\sqrt{6}}{\pi} \frac{1}{h} V_d.$$

3.12 Inverter funzionante da raddrizzatore

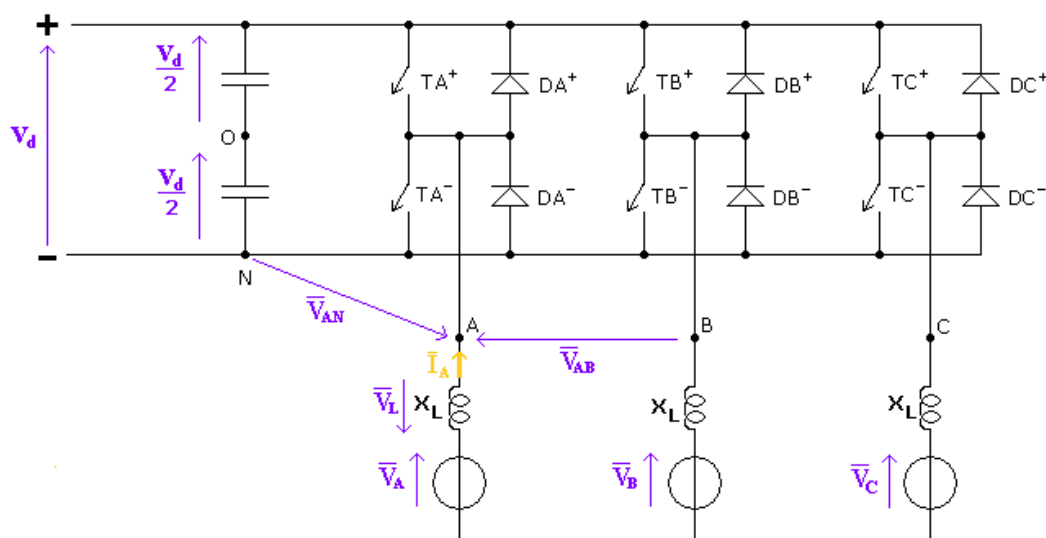


Figura 3-16. Inverter trifase, equivalente Thévenin

Si consideri un inverter trifase connesso ad una rete rappresentata dal suo equivalente di Thévenin (per semplicità si considerano trascurabili tutti i parametri dissipativi e le ammettenze verso terra), come in Figura 3-16. Per questa trattazione viene considerata solo l'armonica fondamentale della tensione e della corrente all'uscita dell'inverter, rappresentate tramite il rispettivo fasore.

Attraverso la regolazione del sistema di controllo (cioè della modulante) è possibile variare la fase e, entro certi limiti, l'ampiezza di V_{AN} ; ciò significa che è possibile variare sia il flusso di potenza attiva che reattiva tra la rete in c.c. e quella in c.a.. Supponendo il sistema simmetrico ed equilibrato è possibile studiare il funzionamento di una sola fase; le altre due sono sfasate di $\pm 120^\circ$ rispetto a quella considerata.

Se il sistema di controllo è tale da mantenere la tensione di uscita dell'inverter V_{AN} in anticipo rispetto alla tensione di rete V_A , si ha il funzionamento da inverter e la potenza è diretta dalla rete in c.c. verso la rete in c.a..

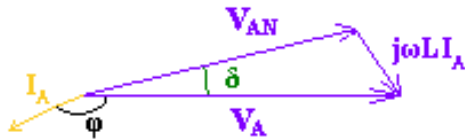


Figura 3-17. Diagramma fasoriale per funzionamento da inverter

Viceversa, se il sistema di controllo fa in modo di mantenere la tensione V_{AN} in ritardo rispetto alla tensione di rete V_A , la componente attiva della corrente I_A è in opposizione di fase rispetto a prima e quindi il flusso di potenza è invertito, da rete c.a. a rete c.c.: si ottiene il funzionamento da raddrizzatore.

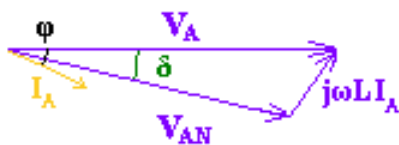


Figura 3-18. Diagramma fasoriale per funzionamento da raddrizzatore

Avendo scelto il fasore di rete V_A come riferimento, si ottiene:

$$\vec{V}_A = \vec{V}_{AN} + \vec{V}_L;$$

$$\vec{V}_L = J\omega LI_A = Jx_L I_A.$$

Quindi:

$$P = V_A I_A \cos \varphi = \frac{V_A V_{AN}}{x_L} \sin \delta;$$

$$Q = V_A I_A \sin \varphi = \frac{V_A^2}{x_L} \left(1 - \frac{V_{AN}}{V_A} \cos \delta \right).$$

Volendo lavorare a fattore di potenza unitario, i diagrammi fasoriali diventano dei triangoli rettangoli, pertanto si può scrivere:

$$V_{AN} = \sqrt{V_A^2 + V_L^2} = \sqrt{V_A^2 + (x_L^2 I_A^2)}.$$

Le equazioni delle potenze e della V_{AN} mostrano che, avendo imposta una certa V_A , per regolare il flusso di potenza attiva e reattiva (e quindi la corrente), è necessario regolare il valore efficace della tensione V_{AN} . Per poter regolare la tensione alternata del convertitore mantenendo basso il contenuto armonico, è necessario funzionare con $m_a \leq 1$, che significa avere un valore della tensione continua V_d tale da garantire la condizione espressa nell'equazione: $V_d \geq \sqrt{2} V_{AN}$.

Spesso la caduta di tensione V_L ai capi della reattanza x_L è trascurabile, pertanto alla tensione V_{AN} può essere sostituita la tensione di rete V_A . L'equazione può quindi essere approssimata, ottenendo la condizione espressa dall'equazione:

$$V_d \geq \sqrt{2} V_A.$$

3.13 Trasformatore di gruppo

In conclusione nelle SSE è possibile trovare installate due tipologie di trasformatori, ovvero quelli isolati in olio oppure quelli a secco. La presenza di una tipologia costruttiva piuttosto che l'altra dipende molto dal periodo in cui la sottostazione è stata costruita. Vengono di seguito evidenziati i vantaggi e gli svantaggi dei differenti trasformatori.

I trasformatori in olio (Norma di riferimento CEI 14-4) sono realizzati da un cassone metallico che contiene l'olio minerale, il quale svolge una duplice funzione:

- isolamento tra gli avvolgimenti e verso massa;
- smaltimento del calore prodotto nel rame, per effetto Joule e nel ferro, per isteresi e correnti parassite.

Sono spesso dotati del conservatore d'olio: un recipiente cilindrico sopraelevato con capacità di circa un decimo di quella del cassone, per consentire l'espansione del liquido al

crescere della temperatura. Un filtro con cristalli di silica-gel consente la comunicazione del conservatore con l'aria esterna, impedendo che l'umidità possa compromettere la rigidità dielettrica dell'olio; essendo questo filtro abbastanza delicato si rende però necessaria una sua periodica sostituzione. Una soluzione alternativa è quella di sigillare il cassone, inserendo, nella parte superiore, un cuscino d'aria secca o di azoto che consenta le dilatazioni del liquido senza sollecitare il cassone stesso.

I trasformatori a secco (Norme di riferimento CEI 14-8 e 14-4) possono essere in aria oppure avere gli avvolgimenti inglobati in resina. Non richiedono praticamente alcuna manutenzione e sono senz'altro da preferire negli ambienti in cui è elevato il rischio di incendio; a tal proposito l'installazione dei trasformatori in olio è più critica perché sono richiesti provvedimenti atti ad evitare lo spargimento dell'olio e la propagazione di un eventuale incendio. Infatti ogni trasformatore con più di 500 kg di olio deve avere un adeguato pozzetto di raccolta e per trasformatori di potenza superiore ai 1000 kVA è richiesta la segregazione con pareti di separazione di adeguato REI. Anche la manutenzione, nonché lo smaltimento a fine attività sono più critici per i trasformatori in olio. D'altro canto fino a qualche anno fa i trasformatori in olio raggiungevano potenze più elevate sebbene fossero più ingombranti e richiedessero costi di installazione e di manutenzione maggiori.

I trasformatori in resina si stanno sempre più affermando per la loro affidabilità e per la riduzione dell'impatto ambientale. Si costruiscono fino a tensioni di 36 kV e per potenze che possono arrivare anche a 30 MVA. Spesso gli avvolgimenti in media tensione dei trasformatori in resina sono realizzati con nastri in alluminio; i quali possiedono un coefficiente di dilatazione termica simile a quello della resina in cui sono inglobati. Gli avvolgimenti in bassa tensione sono realizzati in fogli di alluminio alti come la bobina.

I trasformatori in aria sono più sensibili alle condizioni ambientali (umidità, sporcizia e inquinamento da sostanze chimiche), quindi più delicati di quelli in resina; per questo motivo in genere la loro tensione è limitata a 20 kV.

Per quanto riguarda i vantaggi che i trasformatori in olio hanno rispetto a quelli a secco, si può dire che:

- i trasformatori in olio raggiungono in pochi minuti la temperatura di regime, per la veloce circolazione dell'olio, invece quelli a secco impiegano un

tempo molto maggiore, circa un'ora e mezza, quindi possono sopportare un sovraccarico maggiore. Con opportuni ventilatori assiali, i costruttori assicurano anche un sovraccarico pari ad una volta e mezza la potenza nominale, anche in modo permanente;

- la densità di corrente degli avvolgimenti in olio è maggiore di quella ammissibile nei trasformatori a secco, inoltre le distanze tra avvolgimenti e nucleo sono inferiori nei trasformatori in olio per l'elevata rigidità dielettrica dell'olio minerale. Anche la sezione del nucleo dei trasformatori in olio è inferiore. Le conseguenze di tali particolarità costruttive si ripercuotono sulle perdite nel ferro e nei conduttori perciò trasformatori in olio hanno, in condizioni di funzionamento nominale, perdite inferiori a vuoto ma perdite a carico superiori.

I trasformatori sono classificati in base al tipo di raffreddamento. Per i trasformatori in olio, i fluidi refrigeranti sono due: l'olio interno alla cassa (a contatto con gli avvolgimenti) e il fluido esterno all'involucro (per il quale solitamente viene utilizzata acqua demineralizzata).

La circolazione dei fluidi può essere naturale o forzata. Per i trasformatori in resina il refrigerante è solo il fluido esterno e, nella maggior parte dei casi, si tratta di aria.

Nelle SSE si installano trasformatori costituiti da un primario unico a stella e due secondari, uno a stella e uno a triangolo con sfasamento di 30° . In questo modo è possibile avere tensione di uscita dodecafase e quindi minor contenuto armonico sia sulla tensione raddrizzata sia nelle correnti alternate assorbite dalla rete.

3.14 Analisi sui convertitori: dispositivo di potenza a semiconduttore IGBT

L'idea è quella di proporre dei ponti convertitori che utilizzino diodi a commutazione forzata, per questo motivo vogliamo proporre per completezza la trattazione teorica di inverter che utilizzano valvole IGBT (*insulated gate bipolar transistor*), dato che attualmente sono i più diffusi.

Gli IGBT, sono delle valvole comandate in tensione, pertanto, a differenza del BJT, la potenza messa in gioco (e le relative perdite) per comandare la valvola è molto modesta.

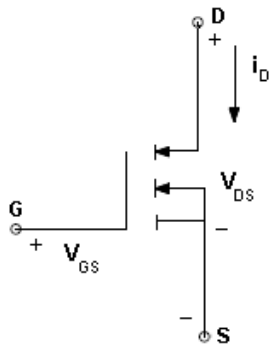


Figura 3-19. Simbolo grafico dell'IGBT

La struttura di un IGBT è pressoché la stessa di quella di un MOSFET, ad eccezione del substrato P+. Proprio grazie a quest'ultimo però, il funzionamento dell'IGBT si discosta molto da quello del MOSFET, avvicinandosi a quello del BJT: il substrato P+, costituente il *drain* (collettore) del dispositivo, inietta portatori di carica minoritari nella zona N-, garantendo una maggiore tensione inversa in stato di blocco.

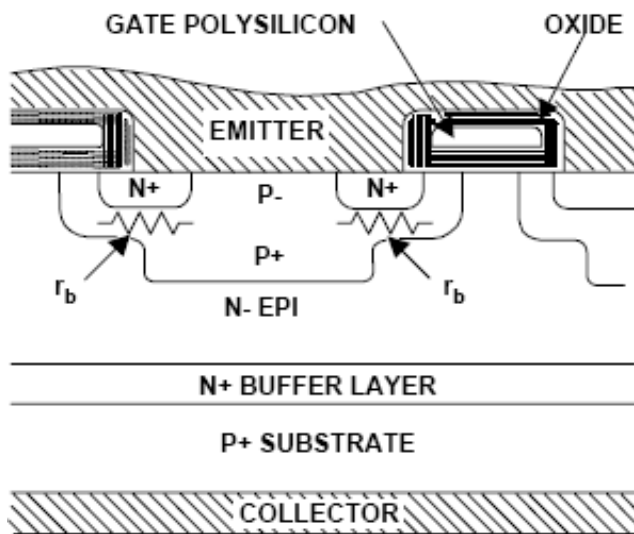


Figura 3-20. Struttura di un IGBT

Si riporta inoltre in Figura 3-21, circuito equivalente dell'IGBT:

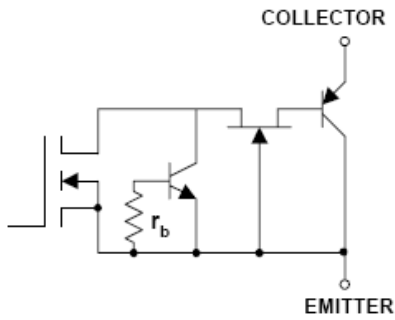


Figura 3-21. Circuito equivalente di un IGBT

Una delle caratteristiche fondamentali di queste valvole è la dipendenza della tensione tra *drain* e *source* (collettore-emettitore del PNP virtuale) dalla tensione tra *gate* e *source*. In particolare, all'aumentare della tensione *gate-source*, la tensione collettore-emettitore diminuisce perché così facendo viene aumentata la corrente di base del PNP, diminuendo la caduta di tensione ai capi dell'IGBT.

In Figura 3-22 viene riportata un immagine per capire meglio il principio di funzionamento:

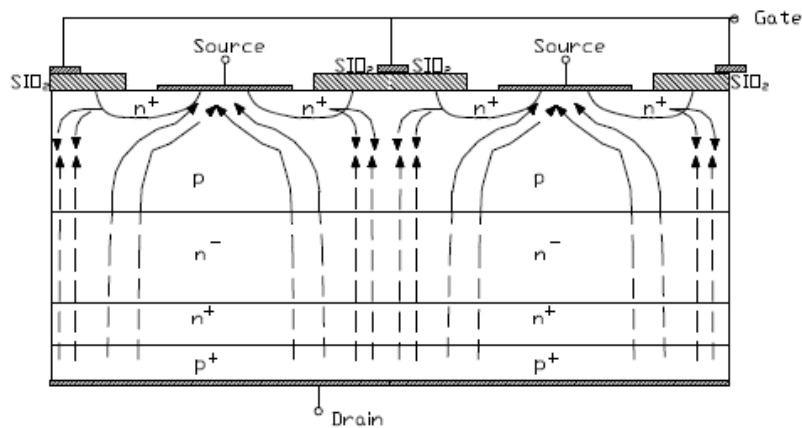


Figura 3-22. Flussi delle cariche di un IGBT

Applicando al *gate* una tensione positiva, per effetto del campo elettrico gli elettroni contenuti nella zona P adiacente al *source* migrano sino a portarsi nella zona compresa tra N+ ed N- tra *drain* e *source*. Con l'aumento della carica, tra la zona N+ ed N- si crea un canale in grado di condurre corrente tra *drain* e *source*. Ecco quindi che applicando una

tensione tra *drain* e *source* in queste condizioni, l'IGBT entra in conduzione. L'accumulo di cariche tra *gate* e *source* è del tutto analogo a quello che avviene in un condensatore: è possibile infatti schematizzare il *gate* come un condensatore di capacità molto piccola

(nell'ordine dei nF) nel quale scorre corrente solo in fase di carica e scarica (cioè all'accensione e allo spegnimento). In altre parole, una volta completato il transitorio di carica, mantenendo la tensione VGS non viene assorbita né dissipata potenza tra *gate* e *source*.

Si definisce tempo di accensione (*turn on delay time*, $t_{d,on}$) il tempo che intercorre dall'istante in cui la tensione V_{G-S} è al 10% del valore di regime e in cui la corrente di collettore (o di *drain*) I_C è al 10% della corrente di regime. Avendo applicato una tensione positiva tra *drain* e *source*, fornendo tra *gate* e *source* la tensione V_{G-S} , l'IGBT non entra in conduzione finché non è trascorso il tempo $t_{d,on}$. Il tempo di salita (*rise time*, t_r) è il tempo necessario affinché la corrente di *drain* passi dal 10% al 90% del valore di regime. Ciò significa che dal momento in cui si applica la tensione V_{G-S} (avendo imposto preventivamente una tensione positiva V_{D-S}) all'istante in cui la corrente I_C raggiunge il 90% del valore di regime, passa un tempo pari a $t_{d,on}+t_r$. Si definisce il tempo di spegnimento (*turn off delay time*, $t_{d,off}$) come il tempo che intercorre tra il 90% della V_{G-S} e il 90% della I_C . Dualmente rispetto all'accensione, quando si disalimenta il *gate*, la tensione ai suoi capi non cala istantaneamente a causa della struttura del dispositivo che, come visto, è modellizzabile come un condensatore. Nel momento in cui la tensione comincia a calare, lo spegnimento della valvola, cioè l'interruzione della corrente tra *drain* e *source*, non è immediata ma cala anch'essa gradualmente. Si può definire tempo di discesa (*fall time*, t_f) il tempo necessario per far calare la corrente dal 90% al 10% del valore di regime. Le forme d'onda delle tensioni e delle correnti e i tempi appena definiti sono riportati in Figura 3-23.

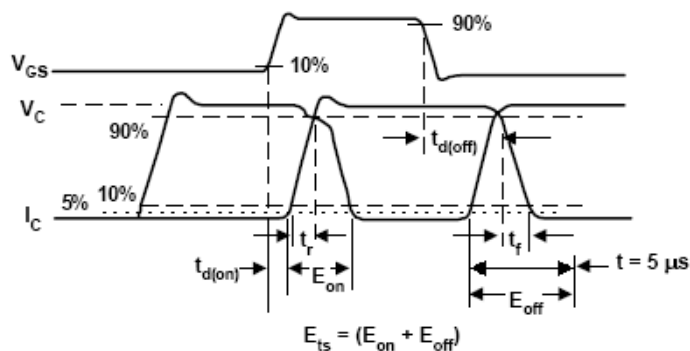


Figura 3-23. Forme d'onda di VGS, Vc e Ic e tempi di risposta

Gli IGBT hanno la peculiarità di unire i vantaggi dei BJT e dei MOSFET. Analogamente ai BJT le perdite per conduzione sono ridotte (così come è ridotta la “caduta di tensione” tra *drain* e *source* in fase di conduzione); inoltre, essendo una valvola comandata in tensione, la potenza necessaria per accendere e spegnere l'IGBT è molto modesta. Il tempo di spegnimento non è ridotto come quello di un MOSFET ma comunque è molto simile, garantendo così la possibilità di ottenere buone prestazioni grazie a frequenze di *switching* discretamente alte. Gli IGBT possono sopportare correnti di *drain* dell'ordine di 1÷2 kA e hanno tensioni di blocco che raggiungono anche i 6kV. Infine, è semplice porre più valvole in parallelo, garantendo così il loro utilizzo anche per applicazioni con correnti più elevate. Queste importanti caratteristiche fanno sì che gli IGBT siano le valvole più adatte per i convertitori da utilizzare nel campo della trazione ferroviaria. Le loro caratteristiche di funzionamento, reale ed ideale, sono rappresentate in Figura 3-24.

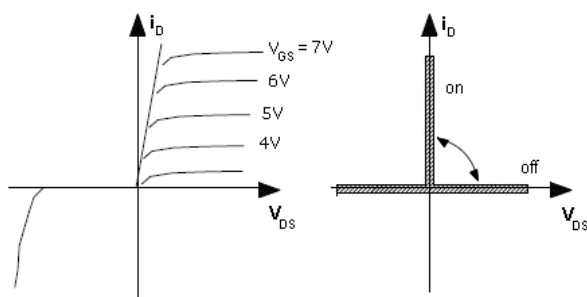


Figura 3-24. Caratteristiche reale e ideale dell'IGBT

3.15 Esempi di applicazioni con convertitori reversibili

I sistemi innovativi che utilizzano ponti a commutazione forzata, consentono di regolare la tensione; inoltre fanno fluire la potenza verso la rete riducendo al minimo le armoniche e mantengono molto basso o possibilmente nullo l'assorbimento di potenza reattiva.

È anche importante ridurre la presenza di armoniche a basso ordine di armonicità che, compaiono in presenza di dissimmetrie nella tensione di alimentazione, al fine di evitare l'interferenza con i sistemi di segnalamento.

I convertitori a commutazione forzata hanno molti vantaggi:

- possibilità di regolare la tensione continua in un ampio intervallo;
- assorbimento di correnti sinusoidali;
- sfasamento pressoché nullo tra prima armonica di corrente assorbita e tensione alternata di alimentazione;
- riduzione del contenuto armonico lato continua;
- reversibilità della potenza.

Con l'utilizzo di questi convertitori vengono risolti gran parte dei problemi degli attuali ponti a diodi e si riesce a conseguire la regolazione della tensione (la quale risulta di fondamentale importanza ai fini dello scopo del nostro lavoro di tesi) che, con i ponti a tiristori, risulta più difficoltosa. Inoltre vi è anche la possibilità di avere il flusso di potenza invertito, dal lato in c.c. al lato in c.a.; questo permette di poter sfruttare al massimo la potenza recuperata in fase di frenatura dei treni anche se, per sviluppi futuri, andrà considerata la sua fattibilità tecnica ed economica (è da ricordare che la potenza generata non è costante nel tempo ed è aleatoria dato che viene prodotta solo in fase di frenatura, pertanto si potrebbe ipotizzare un suo accumulo e successiva immissione in rete solo quando quest'ultima ne ha bisogno). Inevitabilmente però, i convertitori presentano anche alcuni inconvenienti rispetto agli attuali ponti di Graetz:

- maggior costo;
- necessità di un sistema di controllo;
- minor affidabilità dei componenti rispetto ai diodi.

Nell'ipotesi di voler sostituire gli attuali ponti di Graetz con convertitori a IGBT, bisogna considerare anche il dimensionamento dei trasformatori AT/MT di alimentazione del convertitore. Per poter avere modulazione in zona lineare e avere quindi la possibilità di

controllare la tensione continua (mantenendo basso il contenuto armonico) è necessario rispettare la condizione espressa dall'equazione: $V_d \geq \sqrt{2} V_A$. Ipotizzando di avere una tensione raddrizzata minima di 2,4 kV (cioè il 33% in meno della tensione nominale di 3,6 kV) si ottiene il valore efficace della tensione alternata di fase:

$$V_d \geq \sqrt{2} V_A \rightarrow V_{A \text{ lim}} = \frac{V_{d \text{ min}}}{\sqrt{2}} = \frac{2.4 \text{ kV}}{\sqrt{2}} = 1.7 \text{ kV}$$

Ciò significa che, volendo sostituire i ponti di Graetz con convertitori a IGBT, è necessario sostituire anche il trasformatore che dovrà avere un rapporto di trasformazione differente da quello utilizzato per i ponti a diodi e tale da rispettare la condizione espressa dall'equazione. A tal proposito verranno analizzate nei capitoli successivi i problemi relativi all'*aging* dei trasformatori.

Attualmente esistono già applicazioni di potenza dei convertitori a commutazione forzata; in particolare essi sono utilizzati nella trasmissione in corrente continua di potenze non molto elevate (HVDC light), nella connessione di impianti di produzione eolici e fotovoltaici alla rete e nel campo della trazione elettrica nei sistemi elettrificati a 15kV, 16 $\frac{2}{3}$ Hz.

3.15.1 HVDC light

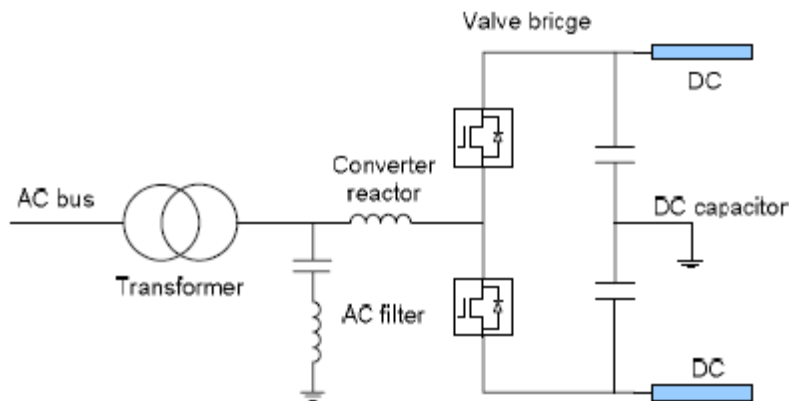


Figura 3-25. Schema di un convertitore a IGBT (per HVDC light)

La trasmissione in corrente continua offre la possibilità di trasportare potenza su lunghe distanze, non mette in gioco potenza reattiva evitando così i problemi legati al rifasamento di tale potenza (aspetto molto utile per la connessione attraverso cavi sottomarini). Dunque

permette la connessione di due reti aventi frequenze diverse (connessione asincrona data l'indipendenza della potenza attiva dall'angolo di carico δ) e limita le correnti di corto circuito. Il perfetto disaccoppiamento che si viene a creare tra due reti connesse tramite questo sistema è vantaggioso perché posso imporre il flusso di potenza senza che esso sia influenzato dai carichi delle due reti, perciò eventuali squilibri su una rete non influenzano il bilancio di potenza delle altre reti.

L'utilizzo di convertitori VSC (Voltage Source Converter) formati da IGBT (o IGCT) ha numerosi vantaggi rispetto all'utilizzo di ponti a tiristori come precedentemente elencato; in aggiunta va ricordato che il sistema di controllo dei convertitori è molto veloce e, nella trasmissione di potenza, incrementa la stabilità delle due reti connesse grazie alla possibilità di colmare l'eventuale squilibrio di potenza in tempi molto rapidi.

I convertitori possono essere costituiti da più IGBT in serie: al *gate* è collegato un particolare circuito in grado di dividere uniformemente la tensione ai capi di ogni valvola sia in condizioni normali di esercizio che in condizioni di guasto o perturbazioni varie. Ogni IGBT è controllato individualmente attraverso una connessione in fibra ottica ed è provvisto di un diodo in antiparallelo per consentire la bidirezionalità della corrente. Il controllo attuato sulle valvole non viene eseguito sulla fase ma mediante modulazione PWM a tensione impressa. Perciò abbiamo dei convertitori che invertono il flusso di potenza attiva mediante inversione della corrente e non della tensione.

La tensione sopportabile da ogni valvola è nell'ordine (2÷3)kV mentre la corrente raggiunge i 1.500A; le frequenze di *switching* in funzionamento PWM sono nell'ordine di 1÷2 kHz.

Per questi convertitori si rende necessario un efficiente sistema di smaltimento del calore generato dalle perdite di commutazione e conduzione delle valvole; esso è costituito da un circuito di raffreddamento ad acqua e uno scambiatore di calore acqua-aria.

Per risolvere il problema dei disturbi armonici sul lato alternata, sono interposti dei filtri accordati sulle armoniche più dannose generate dalla modulazione PWM al fine di ridurre al minimo i disturbi sulla rete elettrica mentre nel lato continua sono presenti dei condensatori.

Le potenze attiva e reattiva scambiate tra rete e convertitore sono date dalle equazioni:

$$P = \frac{V_F V_C}{\omega L} \sin \delta;$$

$$Q = \frac{V_F (V_F - V_C \cos \delta)}{\omega L}.$$

Ora considerando il caso monofase rappresentato in Figura 3-26 possiamo studiare la logica di funzionamento di questo sistema:

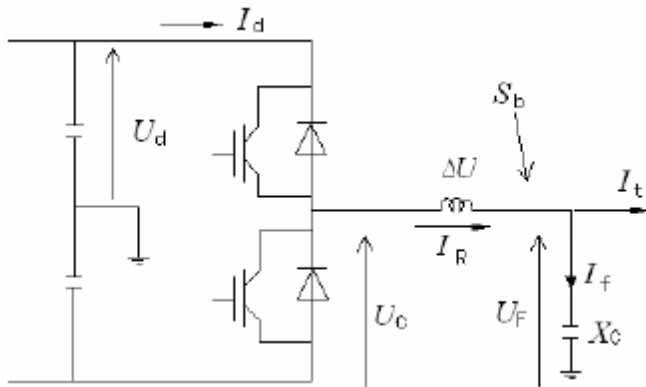


Figura 3-26. Convertitore a IGBT a tre livelli

Mediante la chiusura e l'apertura delle valvole si ottiene una tensione squadrata che oscilla tra $\pm V_d$, dalla quale una volta filtrata si ottiene una sinusoide pura. Ovviamente bisognerà avere una frequenza di commutazione molto elevata.

La potenza attiva scambiata dipende sostanzialmente dallo sfasamento delle tensioni e quindi dall'angolo di carico δ , mentre la potenza reattiva dall'ampiezza delle tensioni. Grazie alla modulazione PWM è possibile controllare separatamente l'ampiezza della tensione e la sua fase, per cui si ha la possibilità di regolare i flussi di potenza attiva e reattiva in modo indipendente. Sono dunque utilizzati due *loop* distinti: uno per la potenza attiva e uno per la reattiva. La linea avrà un convertitore alla partenza e uno all'arrivo: il convertitore impiegato come raddrizzatore controlla il flusso di potenza attiva e reattiva assorbita dalla rete rispettivamente attraverso il controllo della fase e dell'ampiezza della tensione alternata; il convertitore, utilizzato in modalità inverter, invece controlla l'ampiezza della tensione sulla rete alternata ricevitrice nonché il valore della tensione continua sul dc-bus tramite lo sfasamento tra la tensione alternata del convertitore e la tensione alternata della rete ricevitrice. In definitiva, il controllo della potenza attiva

avviene tramite sfasamento tra tensione alternata della rete e tensione alternata del convertitore e tramite il valore della tensione sul lato continua. Il controllo della potenza reattiva invece avviene attraverso la differenza di ampiezza delle tensioni alternate di rete e del convertitore.

I convertitori a tiristori devono sempre assorbire potenza reattiva, mentre con ponti ad IGBT è possibile assorbire reattivo indipendentemente con la rete a cui si è collegati. Essi possono funzionare perciò nel piano PQ in tutti e quattro i quadranti.

Una possibile applicazione è quella di poter collegare due reti: una attiva e una passiva, in quanto la commutazione delle valvole non è più consentita dai potenziali della rete a cui esse sono collegate ma sono azionate indipendentemente.

Un'altra applicazione è quella nel caso in cui il sistema HVDC *light* sia collegato ad una rete attiva in cui venga a mancare l'alimentazione in c.c.. Tale ponte può rimanere sostenuto dalla rete c.a. e continuare a funzionare come erogatore di potenza reattiva.

Un'importante applicazione dei sistemi HVDC *light* è lo sviluppo della rete di trasmissione in continua nel sud della Cina. In questo Paese la rete elettrica è costituita da tante reti regionali mal interconnesse tra di loro; per rendere il sistema più affidabile e ridurre i problemi di disalimentazione in caso di guasti, in questi anni si sta provvedendo a migliorare le interconnessioni tra le varie reti. La corrente continua ha tutti i vantaggi esposti ma, per contro, non è flessibile come i collegamenti in corrente alternata e presenta una maggior complessità e quindi una più alta probabilità di guasto dei vari componenti.

Per poter unire i vantaggi dei due sistemi, si è scelto l'utilizzo di entrambi, cioè la creazione sia di linee HVDC che HVAC. L'HVDC *light* viene utilizzato sia in affiancamento alle linee in alternata che in affiancamento alle linee in HVDC tradizionale per poter aumentare la stabilità e ridurre le oscillazioni delle due reti connesse grazie alla velocità di risposta dei convertitori.

Nel primo caso si mette in parallelo una linea in HVDC *light* con capacità di 75MW a due linee in c.a. da 230kV in grado di trasportare una potenza complessiva di 120MW. Nel secondo caso invece si pone in parallelo una linea gestita con HVDC *light* con due linee in HVDC tradizionale (cioè con ponti a tiristori). La linea in HVDC *light* è dimensionata per una potenza di 150MW mentre le altre due linee sono in grado di trasportare una potenza complessiva di 2.000MW. Nonostante la potenza del collegamento in HVDC *light* sia ben

inferiore rispetto alla potenza complessiva, è sufficiente per aumentare la stabilità del collegamento tra le due reti. Ricerche nello sviluppo degli IGBT dovute ai limiti di potenza, hanno portato sempre in territorio cinese, a costruire blocchi di conversione con valori di potenza nell'ordine dei 1200MW.

3.15.2 Alimentazione 15kv 16^{2/3} Hz

Un'importante applicazione dei convertitori a commutazione forzata è nel campo della trazione ferroviaria per l'alimentazione delle linee elettrificate a frequenza ferroviaria, diffuse principalmente in Germania, Austria, Svizzera e Paesi Scandinavi.

In Germania, la centrale elettrica di Datteln, garantisce la più grande centrale elettrica dedicata all'alimentazione della trazione ferroviaria. Alla sbarra a 400kV di tale centrale è connessa la rete elettrica ma sono connessi anche i convertitori per fornire la potenza alla trazione ferroviaria. La potenza viene convertita in 110kV con 16,7 Hz monofase attraverso quattro gruppi di conversione ognuno dei quali ha una potenza di 413MW. I gruppi di conversione installati sono quattro per poter far fronte sia ai sovraccarichi che per poter garantire la sicurezza di alimentazione n-1; con tre convertitori in servizio infatti si raggiunge una potenza pari a 1.239 MW, cioè si ammette un sovraccarico pari a circa 10% rispetto alla potenza totale, gestibile attraverso solo tre convertitori.

I convertitori utilizzati sono realizzati in questo caso con valvole IGCT (ovvero valvole comandate in corrente anziché in tensione) ed hanno una potenza di 15MW ciascuno. Ogni macro-convertitore da 413MW è costituito da 4 sotto-blocchi da 103MW ciascuno, formati a loro volta da altri convertitori da 15MW connessi in parallelo per formare due ulteriori sotto-blocchi, suddivisi in due singoli gruppi: ciò permette di avere una potenza massima in sovraccarico di 138MW per ogni sotto-blocco.

Lo schema del sotto-blocco da 103MW è rappresentato in Figura 3-27:

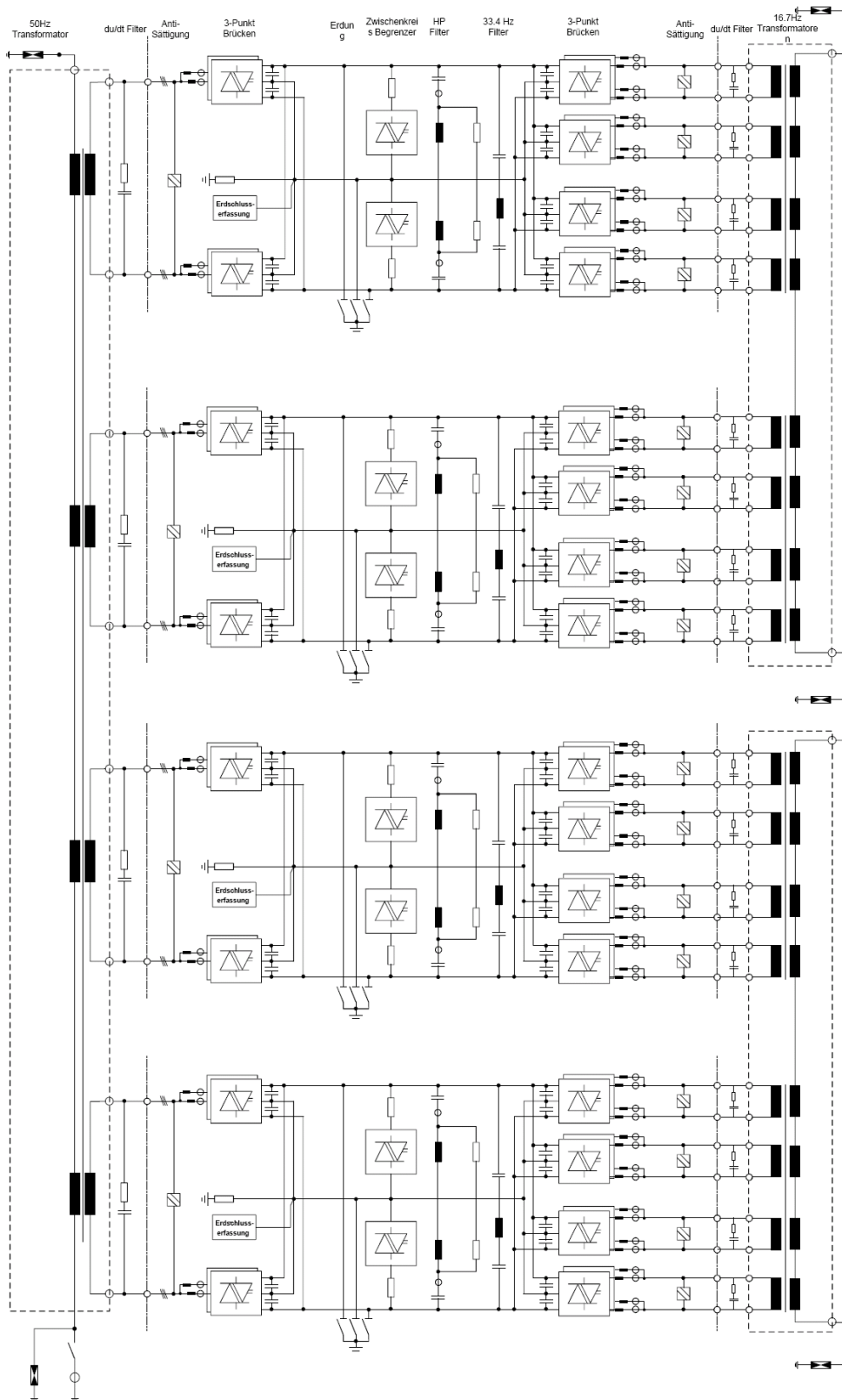


Figura 3-27. Schema unifilare di un sottoblocco

Per la connessione lato AT, il trasformatore è dotato di 4 avvolgimenti Yn-d con sfasamento 4,4,4,0. In questo modo gli sfasamenti relativi delle tensioni al primario permettono di eliminare le armoniche a bassa frequenza lasciando solo quelle ad alta frequenza, dando quindi la possibilità di evitare l'installazione di filtri lato AT. Ciò implica minori costi di installazione e manutenzione. Anche lato 15kV ogni gruppo di otto convertitori è connesso ad un trasformatore a otto avvolgimenti al cui secondario si ha la tensione di 55kV. In uscita i trasformatori dei due sotto-blocchi sono disposti in serie così da ottenere la tensione di 110kV. Grazie allo sfasamento reciproco dei vari avvolgimenti si eliminano le armoniche a bassa frequenza e pertanto non sono necessari filtri.

Per quanto riguarda il controllo dei convertitori, vengono impostati dei valori di *set-point* di potenza attiva e reattiva su entrambi i lati, 50Hz e 16,7Hz. In particolare per la potenza attiva, la regolazione è attuata tramite il confronto con la caratteristica $\Delta f/P$ voluta sul lato a 16,7Hz. Le variazioni di potenza sul lato: frequenza ferroviaria, impongono anche i flussi di potenza lato frequenza industriale. Per la potenza reattiva, lato 50Hz si impone $\cos\varphi = 1$, cioè si fa in modo che i convertitori non scambino potenza reattiva, lasciando così la regolazione di tensione unicamente all'eccitazione dei generatori di centrale. Sul lato 16,7Hz, invece si impone una caratteristica U/Q che il sistema di controllo segue per poter regolare la tensione. La risposta dinamica del convertitore è molto veloce e di per sé permetterebbe di colmare l'eventuale *gap* di potenza in pochi millisecondi; la centrale elettrica però ha dei tempi di risposta molto più lunghi per cui il sistema di controllo dei convertitori è impostato in maniera tale da imporre variazioni di potenza ammissibili dalla centrale, considerando i limiti imposti dalle turbine termiche. Vista la struttura di questa sottostazione, nel caso di applicazione alle SSE per l'alimentazione di linee in c.c., si avrebbe la sola presenza del primo stadio, cioè la conversione c.a.-c.c. Avendo già sperimentato con successo l'utilizzo dei convertitori per l'alimentazione a 15kV con 16,7Hz, a maggior ragione per le SSE in c.c., meno complesse data l'assenza dello stadio c.c.-c.a. a 16,7Hz, non dovrebbero sorgere problemi.

3.15.3 Stazioni di confine

Un altro sistema in cui attualmente vengono usati ponti controllati è nelle stazioni di frontiera, in cui si necessita il passaggio da alimentazioni a frequenza di 50Hz a quelle speciali di 16,7 Hz. Questi sistemi funzionano bene grazie all'utilizzo di ponti controllati a IGBT.

Mediante questi convertitori funzionanti su quattro quadranti, è possibile avere un'ulteriore soluzione ferroviaria al fine di evitare i problemi legati alle correnti di sovraccarico sulla linea e compensare i bilanci di potenza reattiva (nei sistemi a frequenza speciale). Prestando attenzione particolare ai collegamenti di lunga distanza che vanno dal nord al sud dell'Europa, si può notare che sono presenti diversi sistemi elettrici nei diversi paesi.

Basti pensare alle linee a 25kV e 50Hz in Francia, 3kV-dc delle linee italiane, ed infine il sistema più utilizzato lungo la tratta europea che è appunto quello a 15kV e 16,7Hz della linee tedesche, austriache e svizzere. Inoltre vengono utilizzate delle locomotive multi-corrente, così da garantire il funzionamento dei treni durante il passaggio da una sottostazione con un determinato sistema di alimentazione ad un'altra.

Usando dei convertitori multilivello, i quali sono riportati in Figura 3-28, si possono abbinare differenti tensioni con valori elevati e inoltre avere maggiore risoluzione in ampiezza e nel tempo, proprio grazie al controllo individuale dei convertitori posti in serie.

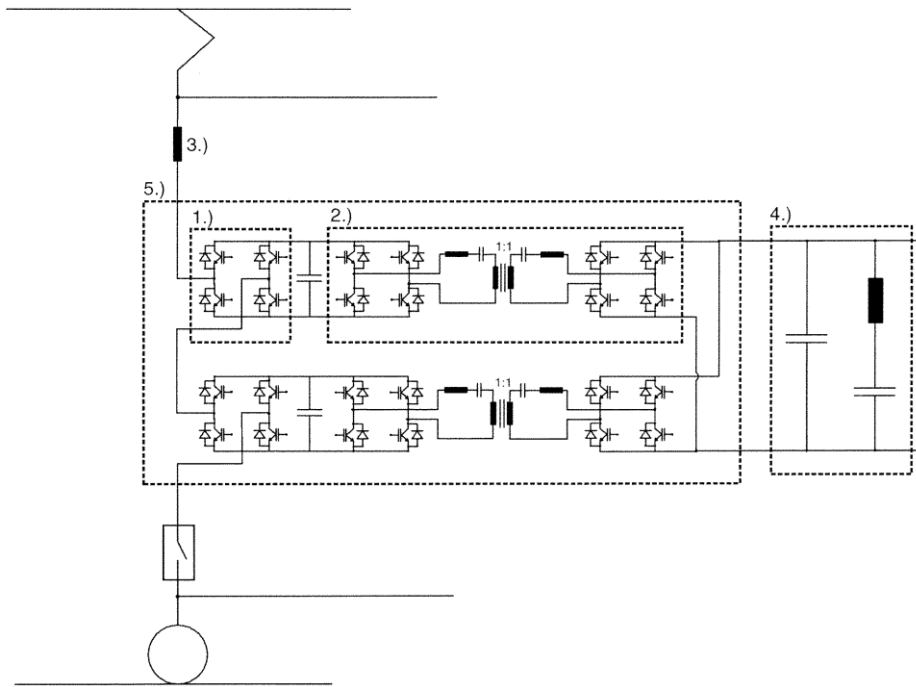


Figura 3-28. Convertitore per lo scambio di energia tra reti a 16,7 Hz e reti in c.c.

Questo convertitore di topologia speciale si basa sull'uso di un gran numero di 4-Q-inverter collegati in serie e alimentati singolarmente da convertitori DC-DC reversibili. Questa soluzione permette il funzionamento sia con linee ad alta tensione in corrente alternata, sia per linee in corrente continua a minor tensione, modificando solamente il collegamento di serie e parallelo. La locomotiva può così essere operativa su due linee differenti, come il caso dei collegamenti transalpini italiani.

L'accoppiamento di una linea con l'alta tensione in corrente alternata viene fatta collegando in serie tutti in convertitori multilivello (ovvero sia i 4Q che i convertitori dc-dc). Così facendo si può ottenere la massima tensione possibile, come si vede in Figura 3-29 gli interruptori che permettono tale passaggio sono tutti aperti (S1,S2,S3,S4,S5) e permettono la connessione serie di 10 convertitori parziali.

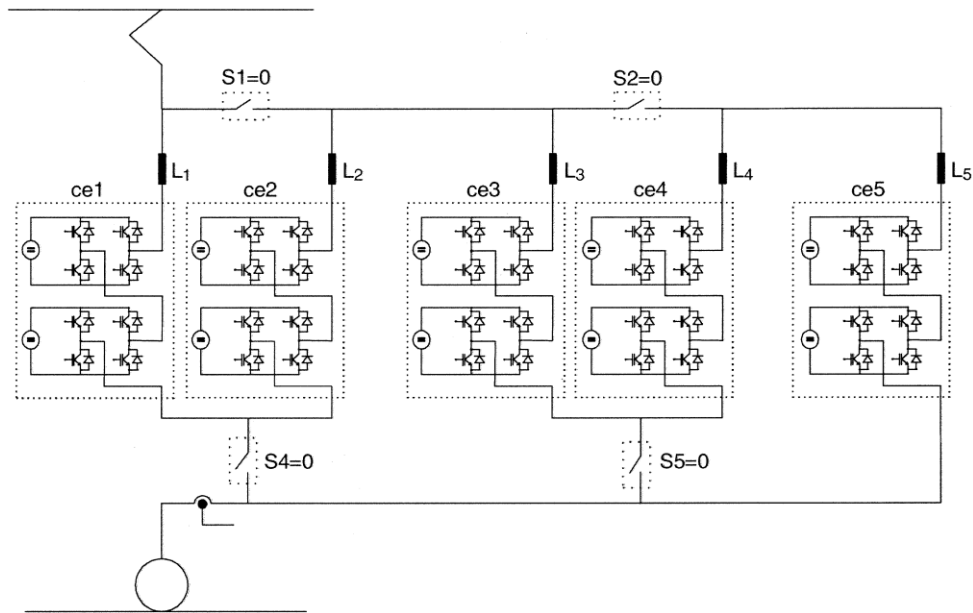


Figura 3-29. Schema di connessione dei convertitori in serie

Considerando il livello di tensione sul lato corrente continua V_{DC} di ogni convertitore $4Q$, si potrà ottenere con n convertitori, una tensione sul lato corrente alternata massimo di $n \cdot V_{DC}$ (ad esempio con ponti ad IGBT si può fornire senza alcun problema 15kV).

L'induttanza di disaccoppiamento tra la tensione dei convertitori e quella di linea causa una caduta di tensione in funzione della corrente di linea.

Viene riportato un grafico nella Figura 3-30, che mostra la tensione e la corrente in uscita sul lato in corrente alternata:

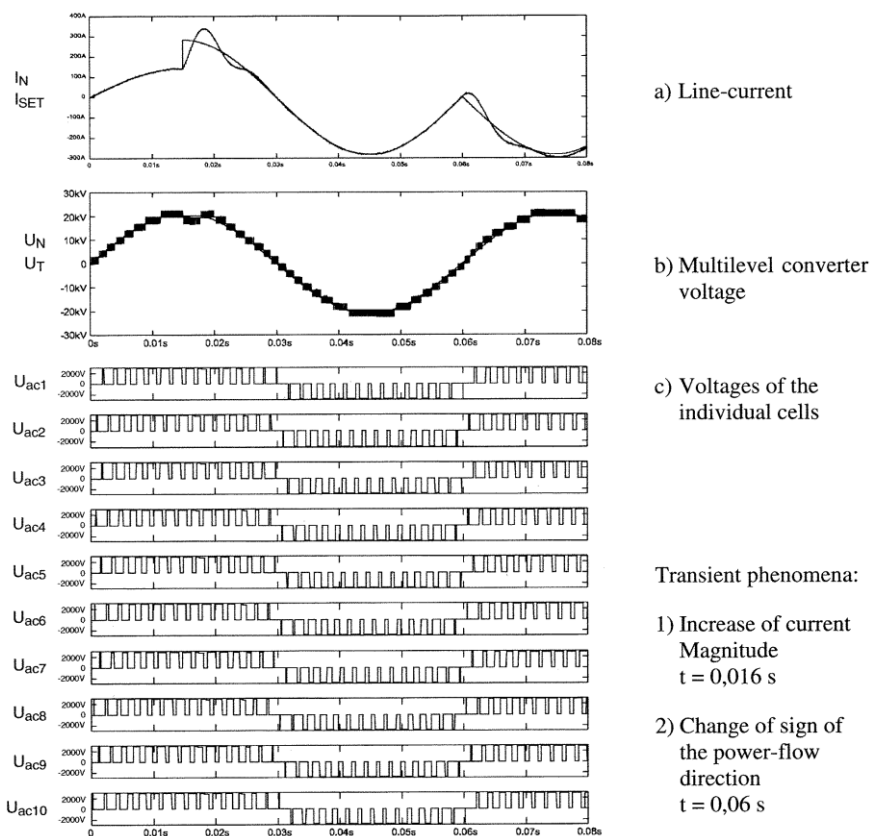


Figura 3-30. Andamento delle correnti e delle tensioni con gli interruttori S aperti

In cui confrontando il *ripple* della tensione risultante con quello della tensione delle singole celle, si può notare che la logica multilivello garantisce maggiore risoluzione. Inoltre si può vedere un'ondulazione quasi trascurabile della corrente.

L'accoppiamento di una linea con tensione ad esempio a 3kv come per le ferrovie italiane, è possibile collegando due convertitori 4Q in serie (in maniera tale da raggiungere il livello di tensione desiderato) e i restanti in parallelo ad essi. Questa configurazione riportata in Figura 3-31 prevede gli interruttori S1,S2,S3,S4,S5 chiusi.

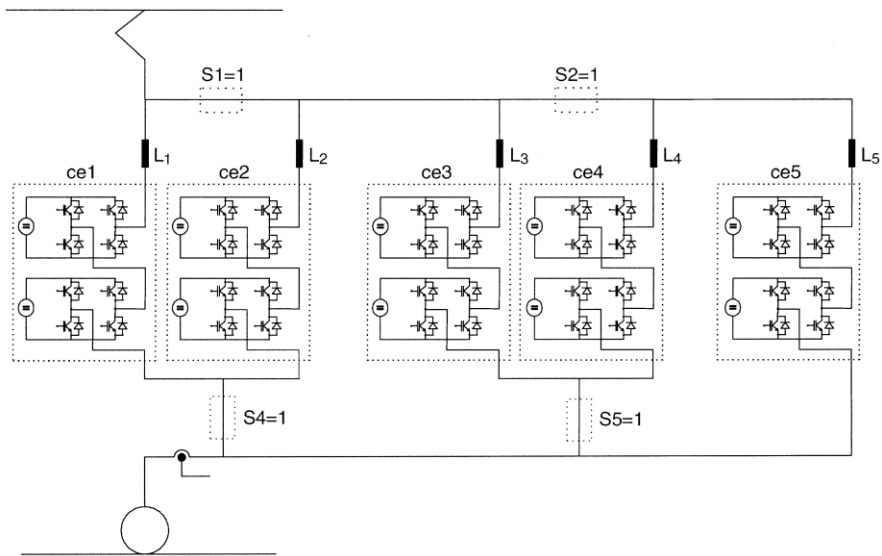
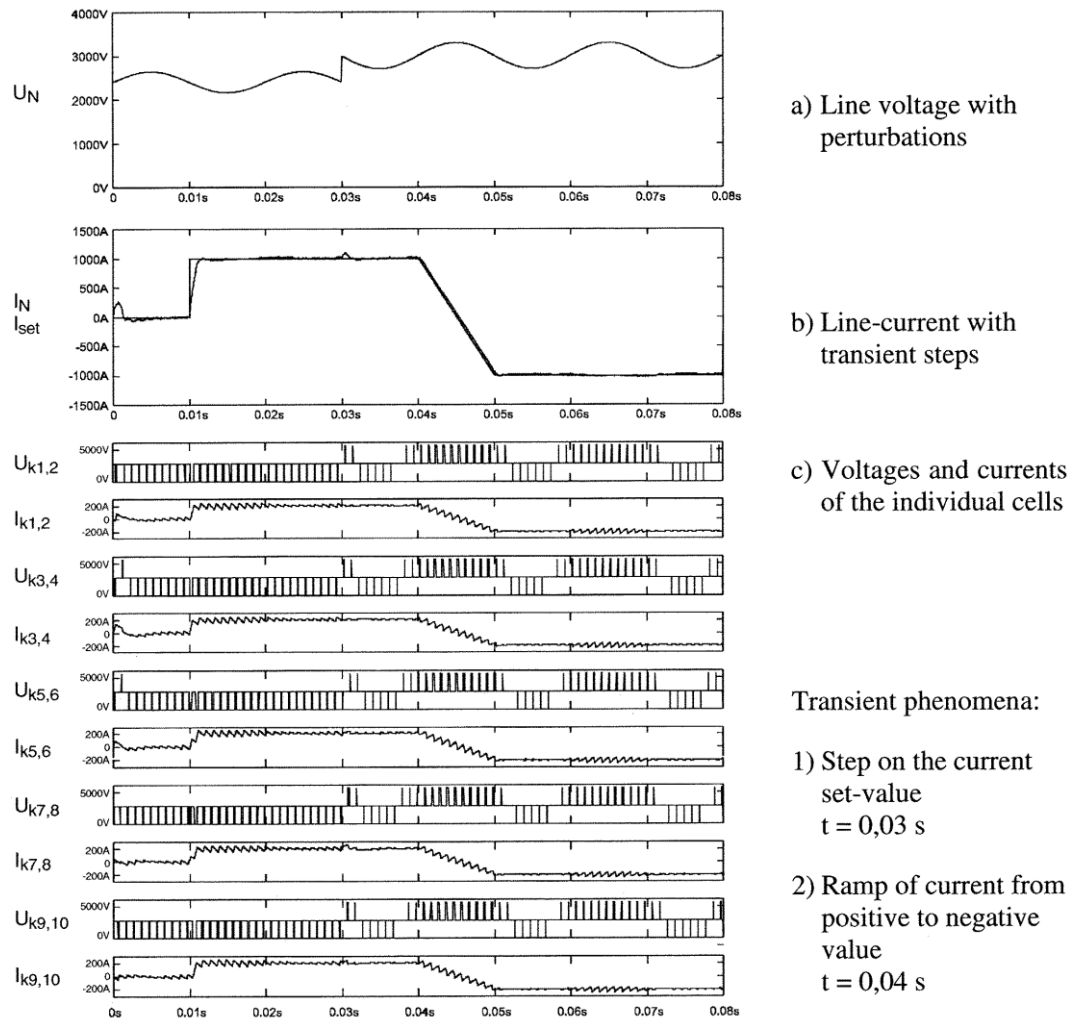


Figura 3-31. Schema di connessione dei convertitori con due celle in serie e cinque parallelo

Anche in questo caso si vuole riportare il grafico di Figura 3-32 che rappresenta le onde di tensione e corrente:



Transient phenomena:

- 1) Step on the current set-value $t = 0,03$ s
- 2) Ramp of current from positive to negative value $t = 0,04$ s

Figura 3-32. Andamento delle correnti e delle tensioni con gli interruttori S chiusi

In cui si nota che il basso *ripple* della forma d'onda di corrente viene ottenuto tramite lo spostamento delle pulsazioni dei singoli blocchi in parallelo ma anche di quelli in serie.

Per quanto riguarda l'uso di frequenze basse come 16,7Hz si riscontra il problema di avere trasformatori più voluminosi, pesanti e con perdite del rame degli avvolgimenti maggiori rispetto a quelli per frequenze di 50Hz.

4 SIMULAZIONI

4.1 Valutazioni sulla regolazione delle sottostazioni

Nei capitoli precedenti sono state analizzate diverse tipologie di impianti ferroviari e in particolare abbiamo calcolato in linea di massima i valori di energia messi in gioco nella fase di frenatura, i valori di caduta di tensione e le sovratensioni. Sebbene i modelli precedenti fossero semplificati, hanno messo in luce come l'utilizzo di sottostazioni controllate e reversibili possano essere un'ottima alternativa agli accumulatori.

Gli aspetti che verranno considerati nelle successive pagine sono riassunti di seguito per maggior chiarezza.

4.2 Regolazione della tensione

La caduta di tensione sui veicoli in trazione sta diventando via via un problema sempre più marcato poiché i mezzi di trazione hanno prestazioni sempre maggiori, incrementando la velocità massima e le accelerazioni allo spunto. Inoltre i servizi ausiliari consumano sempre più energia e come conseguenza si ha che i singoli mezzi di trazione assorbono correnti più elevate, provocando cadute di tensioni maggiori.

L'utilizzo di una regolazione di tensione potrebbe aiutare a diminuire questo problema impedendo la mancata alimentazione dei carichi qualora le tensioni eccedessero i limiti.

4.3 Regolazione del carico delle sottostazioni

Tipicamente succede che negli impianti ferroviari le sottostazioni, nonostante il traffico sia il medesimo, si ritrovino ad essere caricate in modo diverso, questo è principalmente dovuto ai differenti dislivelli, per cui in alcune stazioni i treni partono in salita, consumando più energia, mentre in altre partono in discesa e la conseguenza di questo è che due sottostazioni adiacenti possono trovarsi con condizione di carico molto diverse.

Avendo la possibilità di regolare la tensione si avrebbe anche la possibilità di regolare il carico, tra due sottostazioni adiacenti. Questo consentirebbe da un lato di sfruttare le sottostazioni scariche a favore di quelle più cariche evitando così inutili sollecitazioni ai trasformatori e evitando l'aumento della potenza delle sottostazioni.

4.4 Possibilità di scambiare energia con la rete

La reversibilità del ponte consentirebbe di scambiare energia con la rete invece di dissiparla o accumularla. Questa tipologia di ponte si pone in contrapposizione alla necessità di installare costosi accumulatori nelle sotto stazioni o a bordo treno. Nel capitolo precedente è stato illustrato come in alcuni casi l'impiego di un ponte reversibile sia l'unica strada per il recupero di tutta l'energia messa in gioco nella fase di frenatura.

4.5 Regolazione della tensione

Si consideri il seguente circuito elettrico costituito da due generatori ideali di tensione che in prima approssimazione rappresentano le sottostazioni e un generatore di corrente che approssima l'assorbimento del convoglio.

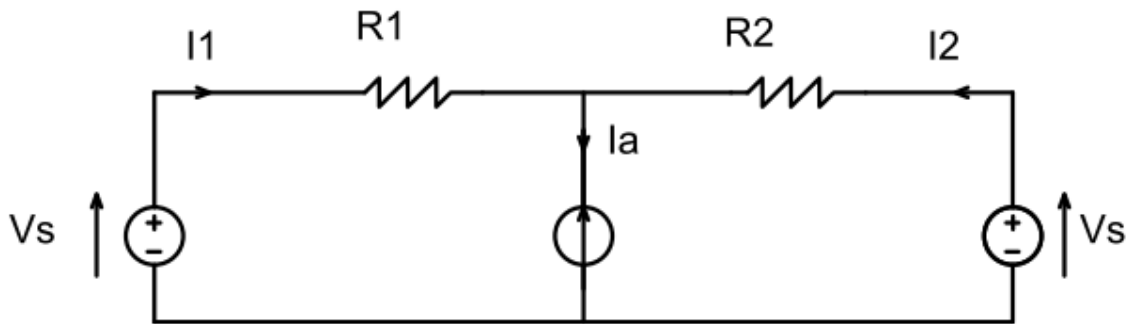


Figura 4-1. Circuito rappresentante due SSE con assorbimento del treno costante

Noti i valori di resistenza R_1 , R_2 e le correnti erogate dalle sottostazioni è possibile calcolare il valore delle perdite elettriche. Si ricorda che, come illustrato nei paragrafi precedenti in un sistema in corrente continua con assorbimenti costanti come quello considerato in Figura 4-1, le perdite sono anche proporzionali alla caduta di tensione per questo motivo calcolare il valore di corrente che minimizza le perdite minimizzerà anche la caduta di tensione, da qui in poi quindi utilizzeremo la potenza persa in linea in funzione della posizione del treno.

Le perdite sono quindi calcolate come di seguito:

$$P_p = R_1 I_1^2 + R_2 I_2^2 = R_1 I_1^2 + R_2 (I - I_1)^2;$$

$$P_p = (R_1 + R_2) I_1^2 + R_2 I^2 - 2R_2 I I_1 + R_2 I_1^2.$$

Ora calcoliamo la derivata della funzione al fine di trovare il valore di I_1 che minimizza le perdite.

$$\frac{dp_P}{dI_1} = 2I_1(R_1 + R_2) - 2R_2I;$$

$$\frac{dp_P}{dI_1} = 0;$$

$$I_1 = \frac{R_2I}{R_1 + R_2}.$$

Con queste ipotesi si perviene a un valore di I_1 che è esattamente uguale a un partitore di corrente, cioè il valore che si otterrebbe se le tensioni fossero uguali.

Questo significa che nel caso in cui l'assorbimento sia considerato costante, al fine di minimizzare le perdite occorre che le due tensioni siano uguali.

In effetti se così non fosse nel modello esisterebbe una corrente di circolazione pari a :

$$I_c = \frac{V_1 - V_2}{R_1 + R_2}$$

che cambierebbe la ripartizione delle correnti, variando il carico delle sottostazioni ma aumentando il valore delle perdite della trasmissione.

4.6 Variazione del carico nel tempo

Nel modello precedente l'assorbimento e le resistenze sono state considerate costanti. Questa è un'approssimazione molto marcata infatti i carichi ferroviari si distinguono dai carichi industriali proprio perché variano nel tempo e nello spazio. Per questo motivo è necessario considerare nel nostro modello la variazione della posizione del treno. Perciò in seguito le grandezze saranno funzione di x , che è la posizione del treno.

Si consideri il circuito seguente:

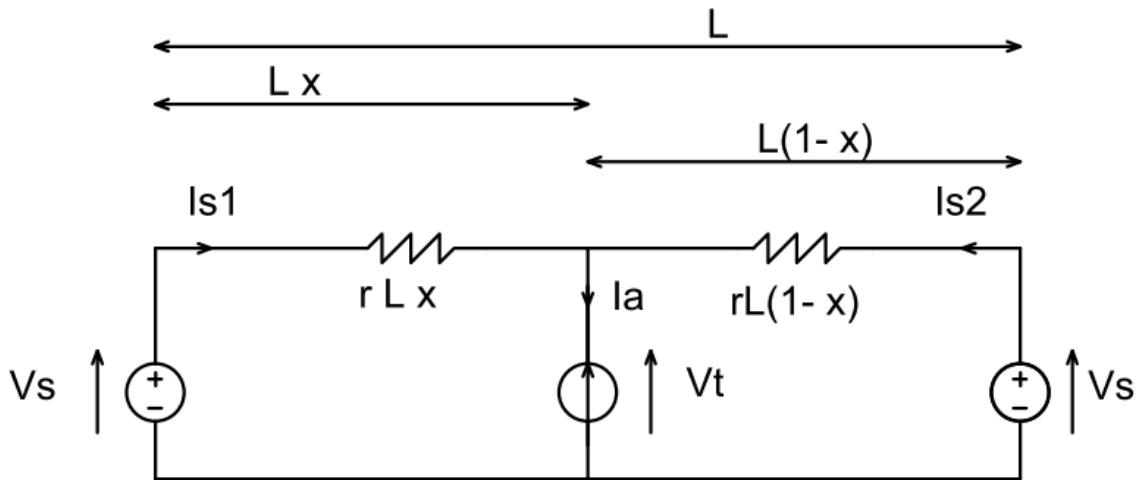


Figura 4-2. Circuito rappresentante due SSE e l'assorbimento del treno variabile nello spazio

attraverso il principio di sovrapposizione degli effetti è possibile calcolare i valori delle correnti $I_1(x)$ e $I_2(x)$.

In particolare:

$$I_1'(x) = -I_2'(x) = \frac{V_1 - V_2}{rL}$$

$$I_1''(x) = I(x) \frac{L-x}{L}$$

$$I_2''(x) = I(x) \frac{x}{L}$$

In linea generale tutte e quattro le correnti dipendono dal parametro x , tuttavia i valori I_1' e I_2' dipendono da x solo nell'eventualità che V_1 o V_2 dipendano da x e siano quindi variabili nello spazio.

Si noti che il principio di sovrapposizione degli effetti è applicabile solo se vengono considerate entrambe le sottostazioni reversibili, qualora si considerasse nel modello una stazione non reversibile, modellizzata con un diodo in serie al generatore di tensione, sarebbero necessarie considerazioni per correggere il modello. Tali considerazioni verranno effettuate più avanti quando saranno necessarie.

Note queste correnti è quindi possibile calcolare le perdite complessive del modello con la seguente formula:

$$p_p(x) = rx I_1^2(x) + r(L - x) I_2^2(x)$$
$$p_p(x) = r x [I_1'(x) + I_1''(x)]^2 + r(l - x)[I_2'(x) + I_2''(x)]^2$$

4.7 Considerazioni analitiche sulla funzione perdita in linea: p_p

Nel paragrafo precedente era stato osservato che quando la corrente I è considerata costante, il valore di corrente I_1 che minimizza le perdite è esattamente uguale al partitore di corrente, il che significa che la condizione ottima si ottiene quando le due tensioni di alimentazione sono uguali.

Tuttavia questa è una approssimazione molto marcata, infatti in un sistema ferroviario la corrente assorbita dal treno è funzione del tempo.

Di seguito viene considerato un diagramma di assorbimento verosimile. Tale diagramma è solo un'ipotesi in quanto non è stato ricavato a partire dai parametri cinematici, tuttavia ci consentirà di effettuare alcune considerazioni. Nel diagramma si distingue la fase di accelerazione in cui la corrente tende ad aumentare, il tratto successivo costante in cui una volta raggiunta la potenza nominale la corrente smette di crescere consentendo comunque al treno di accelerare. I due tratti più lunghi sono quelli associati al mantenimento della velocità, in cui il treno assorbe l'energia necessaria per vincere le perdite legate al moto, e la fase di *coasting* in cui il treno gradualmente decelera, fino al raggiungimento della fase di frenatura.

Nel diagramma sottostante si è ipotizzata una distanza pari a 1km, quindi questo tipo di assorbimento potrebbe caratterizzare una metropolitana. In seguito verranno utilizzati altri diagrammi atti a simulare convogli ferroviari.

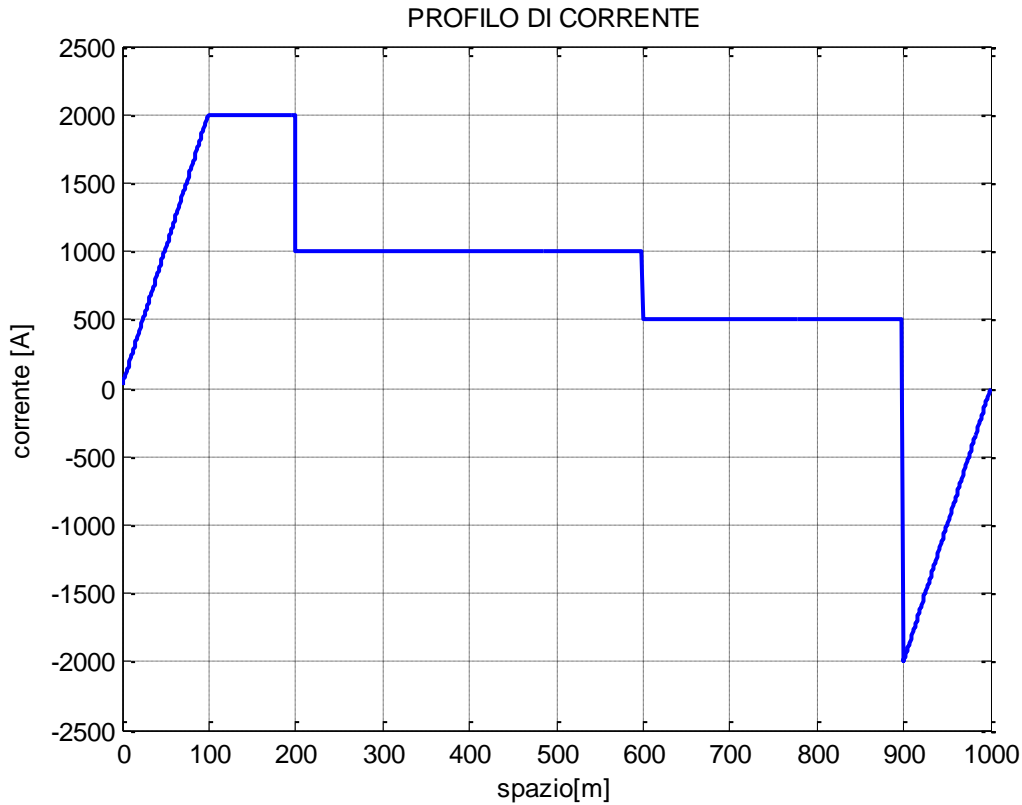


Figura 4-3. Profilo di corrente variabile nello spazio di 1km

Partendo dalla formula ricavata nel precedente paragrafo è possibile sviluppare i calcoli, si noti che il parametro $V_1 - V_2$ è stato sostituito con Δv :

$$p_p(x) = rx \left[\frac{\Delta v}{rL} + I(x) \frac{L-x}{L} \right]^2 + r(L-x) \left[-\frac{\Delta v}{rL} + I(x) \frac{x}{L} \right]^2$$

$$p_p(x) = \frac{-I(x)^2 r^2 x^2 + LI(x)^2 r^2 x + \Delta v^2}{Lr}$$

Dalla formula si può osservare che le perdite in funzione di x rappresentano una parabola, se e solo se, la corrente $I(x)$ è una costante ovvero se $I(x)=I$.

Questo risultato è coerente con quello che ci si aspettava dall'alimentazione a sbalzo di un carico. Infatti sotto le ipotesi di alimentazione in corrente continua e corrente costante le perdite hanno lo stesso andamento delle cadute di tensione in linea che come noto hanno andamento parabolico in funzione di x.

Tuttavia non è possibile prevedere tale andamento qualora la corrente non fosse costante, ma fosse funzione di x . Per fare questo occorre utilizzare un programma di calcolo, nello specifico i calcoli sono stati implementati mediante l'uso di Matlab e verranno successivamente riportati.

Ciò che si è voluto ricercare mediante l'utilizzo del calcolatore, non è tanto l'andamento delle perdite in funzione di x ma più che altro la variazione delle perdite in funzione di Δv . Infatti Δv è la differenza tra le due tensioni di alimentazione. In un normale sistema questo parametro sarebbe una costante, tuttavia l'utilizzo di ponti regolati permetterebbe la variazione di questo parametro, potendo così modificare la funzione P_p .

Il problema può essere messo in luce tramite la seguente formula:

$$p_p(x, \Delta v) = \frac{-I(x)^2 r^2 x^2 + LI(x)^2 r^2 x + \Delta v(x)^2}{Lr}$$

Δv può essere genericamente funzione x il che significherebbe che il valore di tensione ha la possibilità di variare nel tempo, oppure può essere indipendente da x quindi rimanere costante per tutta la durata del tragitto. Per ora considereremo Δv indipendente da x , per cui la formula si semplifica:

$$p_p(x, \Delta v) = \frac{-I(x)^2 r^2 x^2 + LI(x)^2 r^2 x + \Delta v^2}{Lr}$$

Quello che occorre osservare è che il parametro Δv compare all'interno dell'equazione della parabola come termine noto, quindi la modificazione di questo parametro porta ad una traslazione verticale della curva, inoltre essendo al quadrato la traslazione della curva è consentita solo verso l'alto il che si tradurrebbe in un aumento delle perdite.

Nel prossimo paragrafo viene riportato il codice Matlab con cui è stato possibile visualizzare l'andamento della funzione.

4.8 Analisi dei dati e andamento della funzione perdita in linea

Di seguito si riporta il codice Matlab utilizzato per l'elaborazione dei dati:

```
clc
clear all
close all
```



```

I=zeros(1,1000)%definisco la corriente I
for i=1:100
    I(i)=20*i;
end
for i=100:200
    I(i)=2000;
end
for i=200:600
    I(i)=1000;
end
for i=600:900
    I(i)=500;
end
for i=900:1000
    I(i)=-2000+20*(i-900);
end
R=1;
C=1;
r=0.088/1000;
L=1000;
for k=-400:400;
    for j=1:1000;

I11=(k)/(r*L);
I21=-(k)/(r*L);
I12=I(j)*(L-j)/L;
I22=I(j)*(j)/L;
p=(r*j*(I11+I12)^2+r*(L-j)*(I21+I22)^2);

```

```
M(R, C)=p;
```

```
C=C+1;
```

```
end
```

```
C=1;
```

```
R=R+1;
```

```
end
```

```
x=linspace(1,1000,1000);
```

```
y=linspace(-400,400,801);
```

Tramite l'utilizzo del calcolatore è stato possibile calcolare l'andamento delle perdite in linea in funzione di x , considerando la corrente $I(x)$ funzione dello spazio.

L'andamento è il seguente:

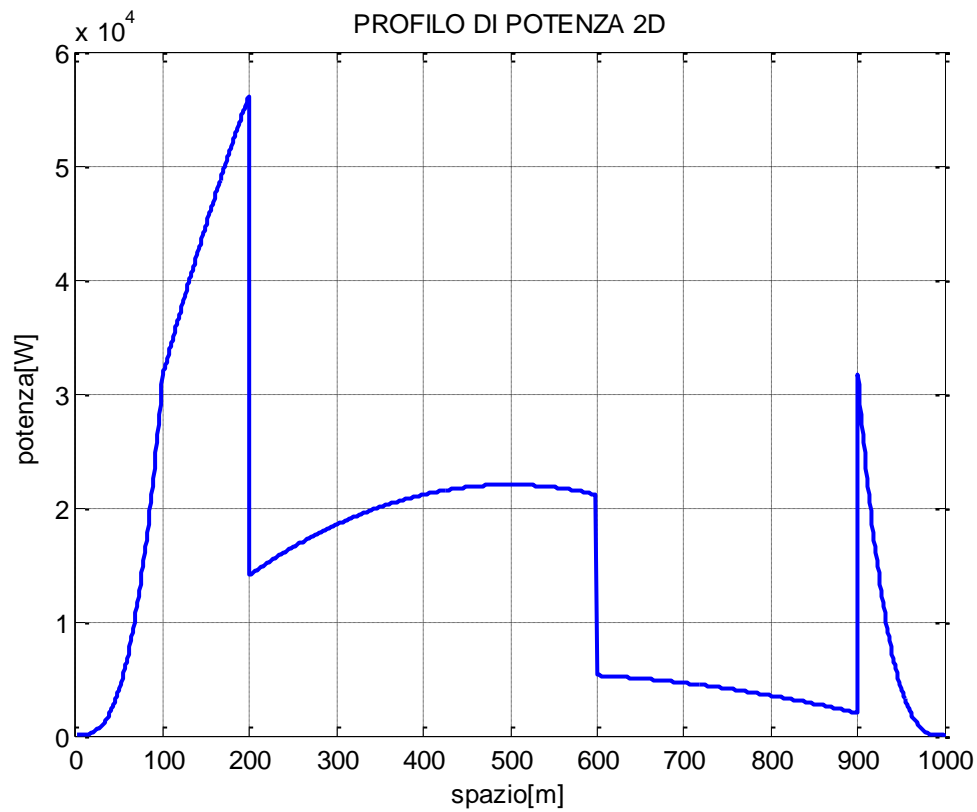


Figura 4-4. Profilo delle perdite nello spazio

Questo è l'andamento della potenza persa in funzione di x , quando Δv è nullo ovvero le due tensioni sono uguali.

Si può notare come in $x=0$ e $x=L$ il valore della potenza persa sia nullo, risultato coerente al tipo di alimentazione che è considerato bilaterale.

Ora si rappresenta l'andamento delle perdite al variare del parametro Δv . Si è considerata una variazione di Δv pari a 30V. Il risultato è il seguente:

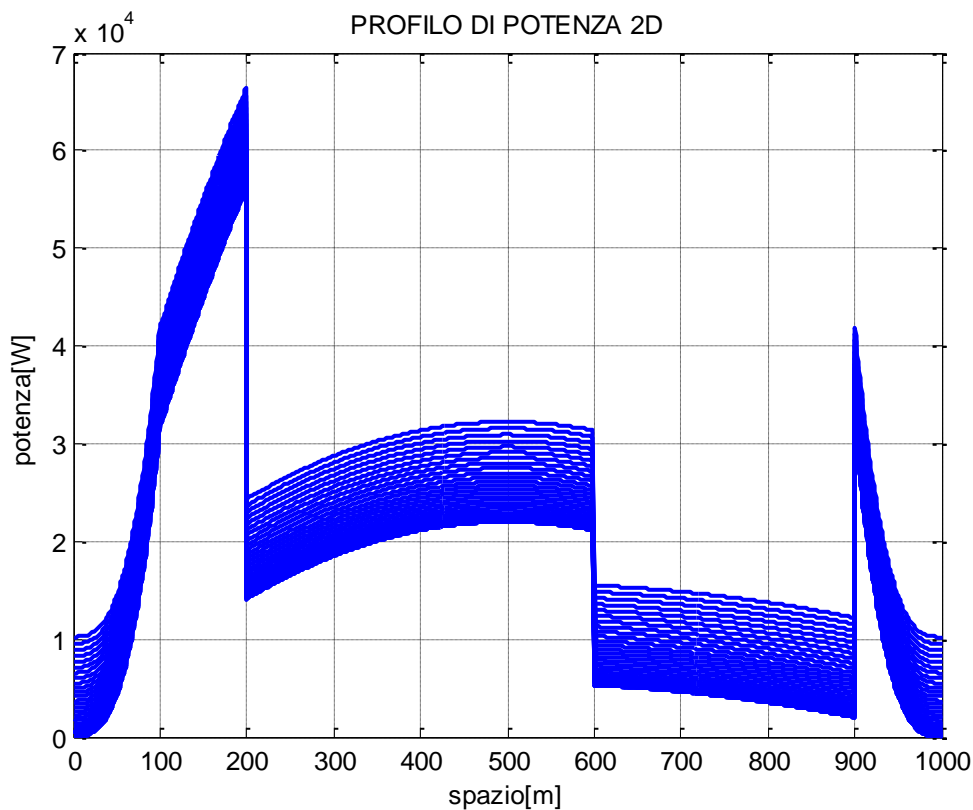


Figura 4-5. Profilo delle perdite con un Δv variabile da 0V a 30V

Si può osservare come per ogni valore di Δv utilizzato il profilo della potenza persa tende ad aumentare come già ci si poteva aspettare dalle considerazioni analitiche del precedente paragrafo.

Questo risultato ci indica che anche con un profilo di correnti $I(x)$ non costante il valore di Δv che minimizza le perdite è 0, ovvero le due tensioni di alimentazione devono essere uguali.

Di seguito viene rappresentato un grafico 3D che mette in mostra la dipendenza delle perdite da x e da Δv :

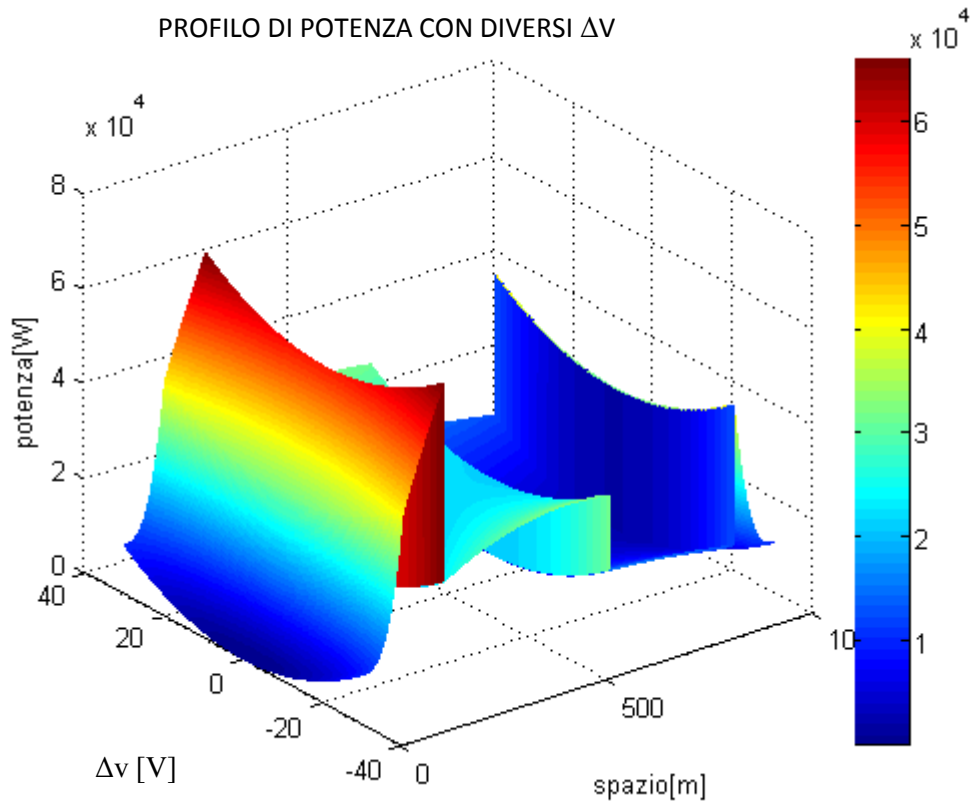


Figura 4-6. Profilo tridimensionale della potenza persa nello spazio con differenti Δv

Si è considerato un valore di Δv variabile tra +30V e -30V. Come si può osservare dal grafico a $\Delta v=0$ corrispondono i valori minimi delle perdite, per ogni valore di x . In particolare se si considera un piano parallelo all'asse Δv , si può notare come la variazione delle perdite abbia andamento parabolico. Le caratteristiche di questa parabola dipendono dalle caratteristiche della linea in particolare la lunghezza L e la resistenza chilometrica r .

Per caratterizzare i grafici precedenti come si può osservare dal codice Matlab sono stati considerati $L=1000\text{m}$ e $r=0.088\Omega/\text{km}$, che sono valori simili a quelli che si avrebbero in un sistema metropolitano.

Dal grafico si può osservare come il valore delle perdite aumenti coll'aumentare di Δv , tuttavia occorre osservare che tale incremento risulta comunque contenuto, infatti considerando come esempio i punti di ascissa $x=200\text{m}$, che corrisponde al primo picco, si

nota che con $\Delta v=0$ il valore di potenza persa in linea è 56 kW mentre con $\Delta v=30$ V il valore è pari a 66 kW, con un incremento percentuale del 17.8%.

Se invece considerassimo un percorso pari a 2km la situazione sarebbe la seguente:

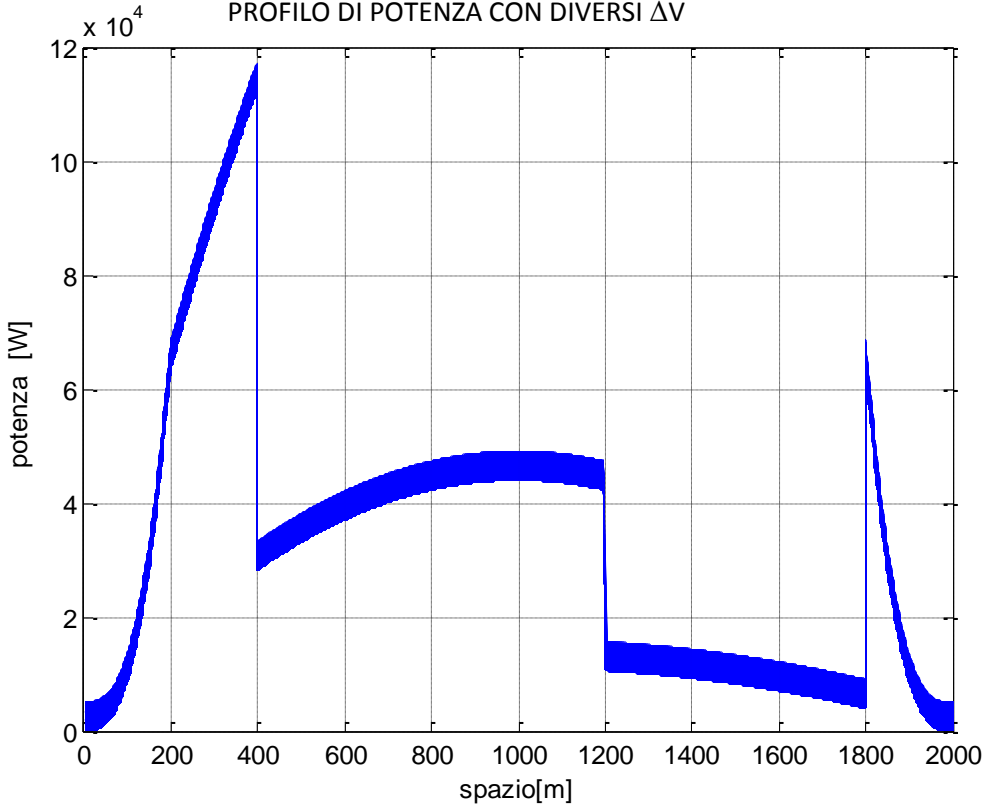


Figura 4-7. Profilo di potenza persa con distanza pari a 2km e differenti Δv

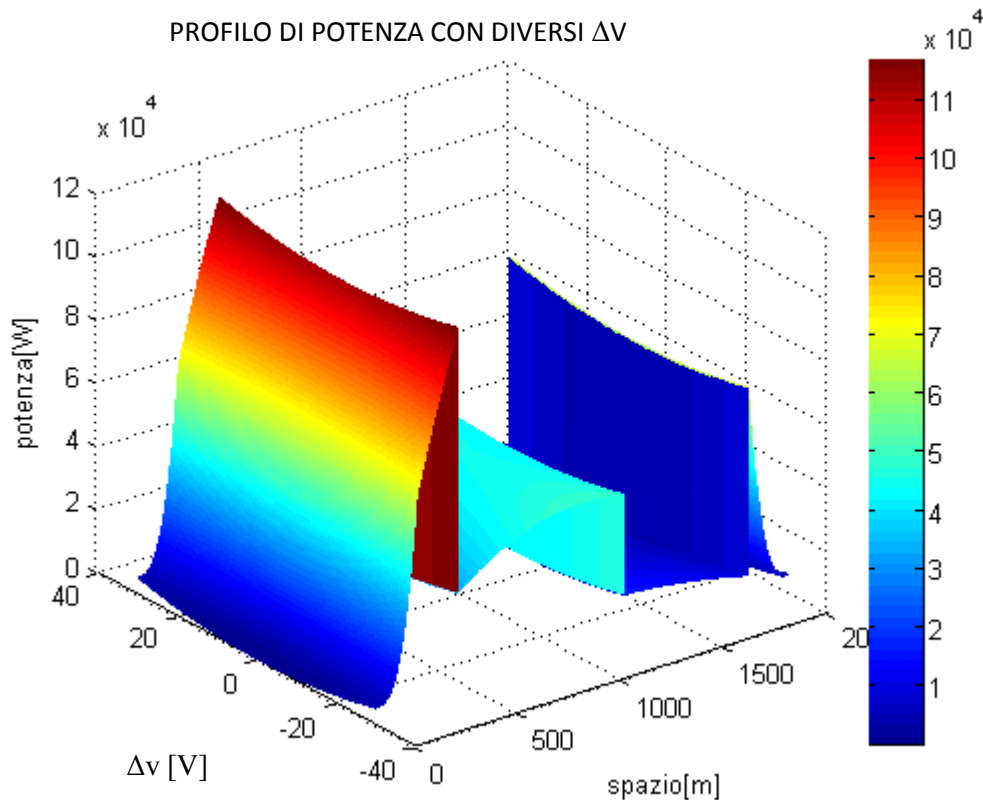


Figura 4-8. Profilo tridimensionale della potenza persa con differenti Δv e distanza pari a 2km

Come si può osservare in questo grafico di Figura 4-8, la parabola risulta meno marcata, il che si traduce in un minore aumento delle perdite, infatti considerando sempre il valore di picco, si ottiene che tale valore è 111 kW quando $\Delta v=0$ V e 116 kW quando $\Delta v=30$ V con un aumento percentuale del 4.5%.

Considerazioni simili si ottengono se si considera l'integrale della funzione di perdita in dx . Integrando la funzione di perdita nello spazio e non nel tempo, non otterremo un valore di energia, tuttavia la grandezza ottenuta sarà proporzionale a quest'ultima, per ottenere l'energia sarebbe necessario tradurre dx in dt , e per fare questo sarebbe necessario il diagramma orario associato al diagramma di trazione, tuttavia siccome le considerazioni non sarebbero state differenti, per semplicità l'integrale viene svolto in funzione di x .

L'integrale è stato svolto lasciando incognito il valore di Δv (che è considerato indipendente da x);

la funzione che si ottiene è priva del valore x , e risulta quindi una funzione di Δv :

$$\int_0^L p_p(x) dx = f(\Delta v).$$

Tale integrale è stato svolto mediante l'utilizzo del calcolatore, di seguito si riporta il codice utilizzato e i risultati:

```
clc
clear all
close all
x=linspace(0,1000,1000);
r=0.088/1000;
L=max(x)

I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
for i=1:100
    I(i)=20*i;
end
for i=100:200
    I(i)=2000;
end
for i=200:600
    I(i)=1000;
end
for i=600:900
    I(i)=500;
end
for i=900:1000
    I(i)=-2000+20*(i-900);
end
```



```
syms dv %lascio dv come variabile simbolica
```

```
I11=(dv)/(r*L);
```

```
I21=- (dv)/(r*L);
```

```
I12=I.*(L-x)/L;
```

```
I22=I.*(x)/L;
```

```
p=(r.*x.*(I11+I12).^2+r.*(L-x).(I21+I22).^2)
```

```
I1=I11+I12;
```

```
I2=I21+I22;
```

```
%%
```

```
%integrale
```

```
Ep=0;
```

```
for i=1:length(x)
```

```
Ep=Ep+p(i);
```

```
end
```

```
%%
```

```
Ep
```

```
Ep=collect(Ep)
```

```
pretty (Ep)
```

```
Epp=diff(Ep)
```

```
min=solve(Epp)
```

```
f=inline(Ep)
```

```
c=fminbnd(f,-1000,1000)
```

Nel codice i valori di r e L sono esplicitati, per cui non sono inglobati nelle costanti, per questo motivo si riporta la risoluzione numerica dell'integrale lasciando esplicitati i valori r , L oltre che ovviamente Δv , vengono invece rappresentate con la lettera K le costanti che dipendono invece dalla forma della $I(x)$:

$$E_p = \int_0^L P_p(x) dx = \frac{(K_1 \Delta v^2 L + K_2 L r \Delta v - K_3 R^2 - K_4 r \Delta v + K_5 r^2)}{L^2 r}$$

Come si può osservare $E_p(\Delta v)$ è una parabola. A questo punto l'obiettivo è quello di trovare il valore di Δv che minimizza il valore di E_p nell'intervallo Δv scelto, consideriamo ancora $+400V$ e $-400V$.

Di seguito si riporta l'andamento di E_p in funzione di Δv :

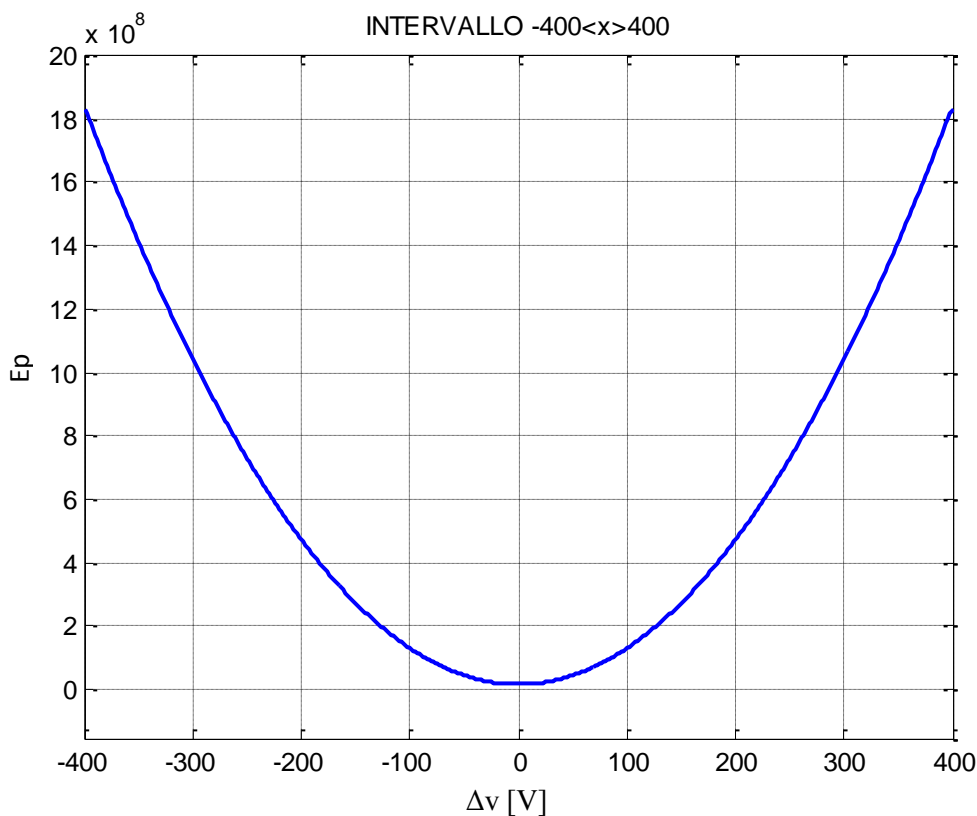


Figura 4-9. Andamento di E_p in funzione di Δv

Si può notare come nell'intervallo di Δv considerato sia compreso il minimo della parabola che in questo caso è centrata nell'origine, ne consegue che il minimo locale coincide col

minimo della parabola che è quindi $\Delta v=0$, si perviene ancora al risultato che il valore di Δv che minimizza le perdite è zero.

Abbiamo osservato che l'applicazione di un Δv porta ad un innalzamento delle perdite in linea. Questa considerazione è molto importante perché ci ha permesso di capire che non esiste un Δv ottimo che possa portare a una diminuzione delle perdite, per via della forma parabolica della funzione.

Ne consegue la necessità di trovare delle applicazioni che possano giustificare l'applicazione di un Δv . Come si è illustrato in precedenza l'applicazione di un Δv impone nel circuito una corrente di circolazione che è in grado di far variare la ripartizione delle correnti, nel prossimo paragrafo si propone la ricerca di un Δv ottimo che possa ripartire al meglio le correnti erogate dalle due sottostazioni.

4.9 Bilanciamento del carico di sottostazioni adiacenti

Nel paragrafo precedente abbiamo dimostrato come l'utilizzo di tensioni di alimentazione differenti tra loro provoca un aumento delle perdite in linea.

Occorre quindi capire come sfruttare questa regolazione, per avere degli effetti positivi sull'esercizio del sistema.

Ciò che si può osservare è che con $\Delta v=0$, la distribuzione delle correnti tra le due sottostazioni è determinata dal partitore di corrente, quindi per ogni valore di x si avrà una ripartizione proporzionale al valore delle due resistenze.

L'utilizzo di un Δv diverso da zero invece modifica la ripartizione delle correnti, viene introdotta infatti una corrente di circolazione, che modifica così la ripartizione del carico.

Questa applicazione risulta essere molto importante poiché negli impianti ferroviari capita molto spesso che due sottostazioni adiacenti si ritrovino ad essere caricate in modo molto diverso.

Questo avviene perché nonostante il traffico sia il medesimo, ogni sottostazione ha caratteristiche diverse per quanto riguarda salite e discese. Per questo motivo una sottostazione che ha dei treni che partono in salita sarà maggiormente caricata poiché gli stessi treni necessiteranno di maggior potenza assorbita durante l'avviamento.

In questo paragrafo verrà ricercato il valore ottimo di Δv che permetta di ripartire al meglio il carico delle sottostazioni minimizzando le perdite.

Per poter trovare il valore di Δv che consenta una migliore ripartizione delle correnti occorre pensare a delle funzioni di *fitness*, che poi verranno ottimizzate mediante processi iterativi.

La scelta della funzione porta al raggiungimento di un diverso valore di Δv che soddisfa le condizioni dell'algoritmo. In particolare sono state analizzate due diverse funzioni. La prima è la funzione denominata *s* che rappresenta la somma dei quadrati delle correnti nelle sottostazioni.

$$s(x, \Delta v) = I_1^2(x, \Delta v) + I_2^2(x, \Delta v)$$

Per scegliere questa funzione di *fitness* è stato necessario pensare alle perdite nelle sottostazioni. Le sottostazioni elettriche presentano diverse perdite di potenza attiva, tali perdite sono per esempio concentrate nelle valvole e negli avvolgimenti del trasformatore. In prima approssimazione possiamo dire che il valore di queste perdite sia proporzionali al quadrato della corrente erogata dalla SSE. Queste perdite rendono necessario lo smaltimento del calore al fine di garantire un corretto funzionamento delle apparecchiature e possono in alcuni casi recare problemi alle stesse.

Come è stato spiegato in precedenza, due SSE adiacenti possono essere diversamente caricate, questo porterebbe ad un aumento delle perdite di una sottostazione rispetto all'altra, andando a stressare in modo diverso gli elementi delle SSE.

Questa funzione di *fitness* si pone come obiettivo quello di ridurre il divario tra queste due correnti portando a equilibrare il carico delle due sottostazione, recando beneficio sulle perdite e conseguentemente alle apparecchiature.

La funzione di *fitness* tenta quindi di ottimizzare il valore di Δv che in questo caso porterà a una minimizzazione delle perdite nelle sottostazioni. Come vedremo successivamente questa funzione non necessariamente porta alla uguaglianza dei valori efficaci delle due correnti, ma porterà in ogni caso a un avvicinamento, sia dei valori rms, che dei valori massimi.

La seconda funzione di *fitness* presa in considerazione è invece la funzione **m**, che è il valore assoluto della differenza tra i quadrati:

$$\mathbf{m}(x, \Delta v) = |I_1^2(x, \Delta v) - I_2^2(x, \Delta v)|$$

Questa funzione di *fitness* porterà a risultati diversi rispetto alla funzione precedente, in particolare la minimizzazione di questa funzione porta i due valori *rms* delle correnti ad essere uguali tra loro. Questo trova giustificazione nel fatto che nella funzione è presente la differenza di due quadrati. Minimizzare questa funzione significa quindi trovare il valore che tende ad azzerare la funzione **m**(*x*, Δv) e che come conseguenza porta necessariamente all'uguaglianza dei valori efficaci delle correnti. Vedremo però che questa funzione porterà a valori di perdite più alti.

4.10 Ottimizzazione delle funzioni di *fitness*

Come illustreremo in seguito più nel dettaglio, l'obiettivo delle simulazioni è quello di minimizzare una funzione denominata funzione di *fitness*. Nel nostro caso le funzioni di *fitness* considerate sono due la funzione **s**(*x*, Δv) e la funzione **m**(*x*, Δv).

Queste due funzioni sono funzione di due parametri distinti, *x* è la posizione del treno nel percorso tra le due SSE, Δv è la differenza tra le due tensioni di alimentazione in particolare $\Delta v = V_1 - V_2$. Ne consegue che la corrente di circolazione associata a questo Δv sia uscente dalla SSE1 e entrante nella SSE2.

Matlab ha diversi toolbox per l'ottimizzazione e la minimizzazione vincolata di funzioni. Noi utilizzeremo due diverse funzioni che verranno illustrate successivamente nello specifico, *fminbnd* (f) e *fminsearch* (f).

Queste funzioni ricercano iterativamente il minimo di una funzione data in un intervallo specifico assegnato.

Il nostro obiettivo è quindi quello di trovare un metodo per prevedere tale valore di tensione a seconda dei parametri imposti nel problema.

In particolare al fine di trovare il valore di Δv sarà necessario avere i parametri che caratterizzano la linea, resistenza chilometrica e lunghezza della linea, e il diagramma di assorbimento al pantografo.

Le funzioni $s(x, \Delta v)$ e $m(x, \Delta v)$ tuttavia non possono ancora essere minimizzate così come sono. Infatti queste funzioni dipendono sia dallo spazio che da Δv . Questo significa che per ogni valore di x sarebbe possibile trovare un valore di Δv ottimo che migliori la ripartizione del carico. Per poter procedere alla minimizzazione occorre prima integrare le funzioni su tutto il percorso, così facendo scompare la dipendenza da x ed è possibile calcolare un unico Δv che tenga conto di tutto l'andamento della corrente assorbita.

Nei prossimi capitoli si sviluppano considerazioni più specifiche sul calcolo del minimo mediante l'utilizzo delle due funzioni.

4.11 Considerazioni sulla funzione $s(x, \Delta v)$

Consideriamo ora la funzione che rappresenta la somma dei quadrati delle correnti erogate dalle due sottostazioni:

$$s(x, \Delta v) = I_1^2(x, \Delta v) + I_2^2(x, \Delta v)$$

Questa funzione è molto importante perché se minimizzata, permette di determinare il valore di Δv che minimizza le perdite nelle sottostazioni e che inoltre garantisce una migliore ripartizione delle correnti, portando all'avvicinamento dei valori efficaci di I_1 e I_2 .

Le perdite nelle sottostazioni sono funzione del quadrato della corrente erogata dalle stesse, quindi il minimo della funzione $s(\Delta v)$ corrisponde alla distribuzione di corrente ottimale che minimizza le perdite nelle sottostazioni. Avere la ripartizione ottima tra le due sottostazioni non vuol dire che istante per istante le correnti erogate siano uguali, ciò che interessa infatti è che siano i valori efficaci ad avvicinarsi.

Siccome vogliamo che siano minime le perdite in sottostazione, la proporzionalità da tenere in considerazione è quella quadratica rispetto alle correnti I_1 e I_2 e per questo motivo le correnti compaiono nella formula al quadrato.

Se la corrente fosse costante il valore ottimale di questa ripartizione sarebbe quella che si otterrebbe con $\Delta v=0$, tuttavia l'impiego di una $I(x)$ definita a tratti come quella precedentemente illustrata fa in modo che il valore di minimo sia diverso da zero.

Ora si illustrano i passaggi analitici necessari per il calcolo del Δv ottimi.

Sviluppando la funzione si ottiene:

$$\begin{aligned} s(x, \Delta v) &= I_1^2(x, \Delta v) + I_2^2(x, \Delta v); \\ s(x, \Delta v) &= [I_1'(\Delta v) + I_1''(x)]^2 + [I_2'(\Delta v) + I_2''(x)]^2; \\ s(x, \Delta v) &= \left(\frac{\Delta v}{Lr} + \frac{I(x)(L-x)}{L}\right)^2 + \left(-\frac{\Delta v}{Lr} + \frac{I(x)x}{L}\right)^2 \end{aligned}$$

La funzione s così com'è non può essere utilizzata per il calcolo del Δv minimo. Infatti tale funzione è in due variabili quindi per ogni valore di x esiste un valore di Δv ottimo.

Per annullare la presenza della variabile x , si considera l'integrale della funzione

$s(x, \Delta v)$, esplicitando l'andamento di $I(x)$ e mantenendo costante e incognito Δv , ovviamente per via dell'andamento della $I(x)$ questo integrale viene trattato numericamente con l'utilizzo del calcolatore. Questo passaggio è lecito perché il nostro obiettivo è quello trovare un Δv unico che permetta di minimizzare i valori efficaci delle correnti I_1 e I_2 , e i valori efficaci sono proprio l'integrale delle correnti.

Di seguito si riporta la soluzione dell'integrale che è stato svolto numericamente:

$$\begin{aligned} S(\Delta v) &= \int_0^L s(x, \Delta v) dx = \int_0^L [I_1'(\Delta v) + I_1''(x)]^2 + [I_2'(\Delta v) + I_2''(x)]^2 dx = \\ &= K_1 \Delta v^2 + K_2 \Delta v + K_3 \end{aligned}$$

Anche in questo caso si può notare come l'integrale della funzione $S(x)$ sia una parabola al variare di Δv .

Di seguito si riporta il codice utilizzato per i calcoli sull'andamento della funzione e la ricerca del minimo:

```
clc
clear all
close all
x=linspace(0,1000,1000);
r=0.088/1000;
L=max(x)
I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
```

```

for i=1:100
    I(i)=20*i;
end

for i=100:200
    I(i)=2000;
end

for i=200:600
    I(i)=1000;
end

for i=600:900
    I(i)=500;
end

for i=900:1000
    I(i)=-2000+20*(i-900);
end

syms dv %lascio dv come variabile simbolica

I11=(dv)/(r*L);
I21=-(dv)/(r*L);
I12=I.*(L-x)/L;
I22=I.*(x)/L;
s=(I11+I12).^2+(I21+I22).^2;

I1=I11+I12;
I2=I21+I22;

%%

%integrale

```



```

S=0;

for i=1:length(x)

S=S+p(i);

end

S

S=collect(S)

pretty(S)

Sp=diff(S)

min=solve(Sp)

f=inline(S)

c=fminbnd(f,-1000,1000)

%% disegno I1 e I2 con dv=0

dv=0

I11=(dv)/(r*L);

I21=- (dv)/(r*L);

I12=I.*(L-x)/L;

I22=I.*(x)/L;

p=(I11+I12).^2+(I21+I22).^2;

I1=I11+I12;

I2=I21+I22;

%% disegno I1 e I2 con dv=c

dv=c

I11=(dv)/(r*L);

```

```

I21=- (dv) / (r*L) ;
I12=I . * (L-x) /L;
I22=I . * (x) /L;
p= (I11+I12) . ^2+(I21+I22) . ^2;

```

```

I1=I11+I12;

```

```

I2=I21+I22;

```

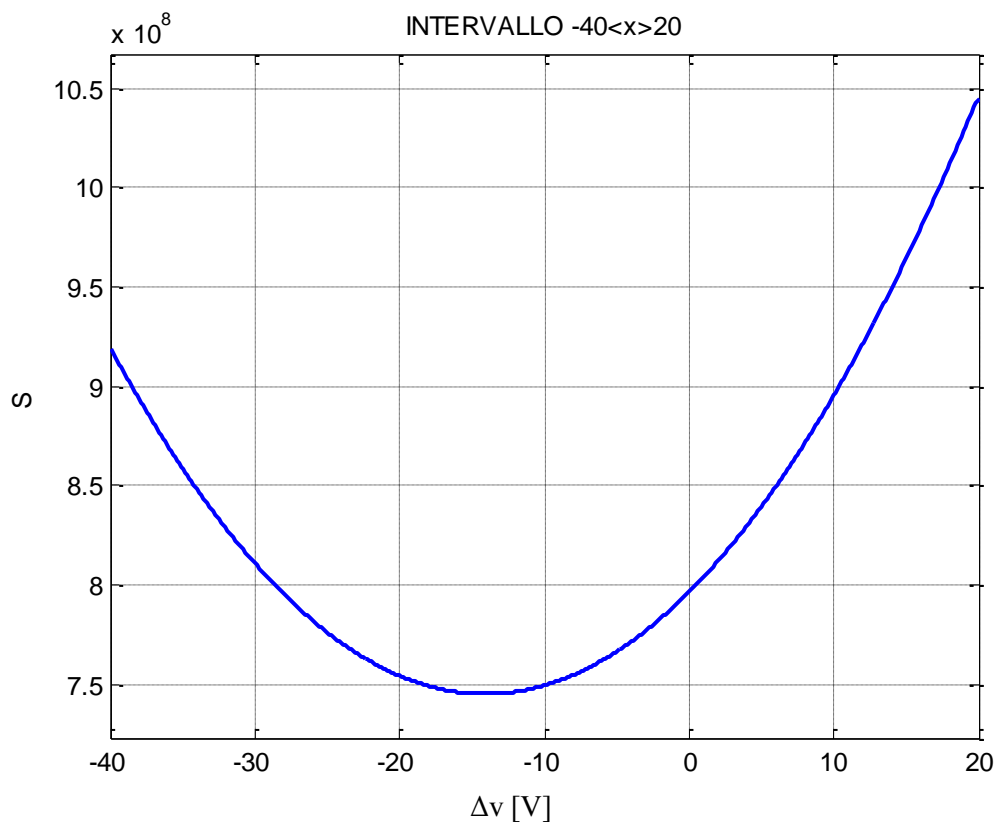


Figura 4-10. Andamento della funzione S al variare di Δv

Come si può notare questa parabola non ha il minimo in 0, ma è traslato verso le ordinate negative.

In questo caso il valore di L è stato considerato pari a 1 km e il profilo di corrente è il seguente:

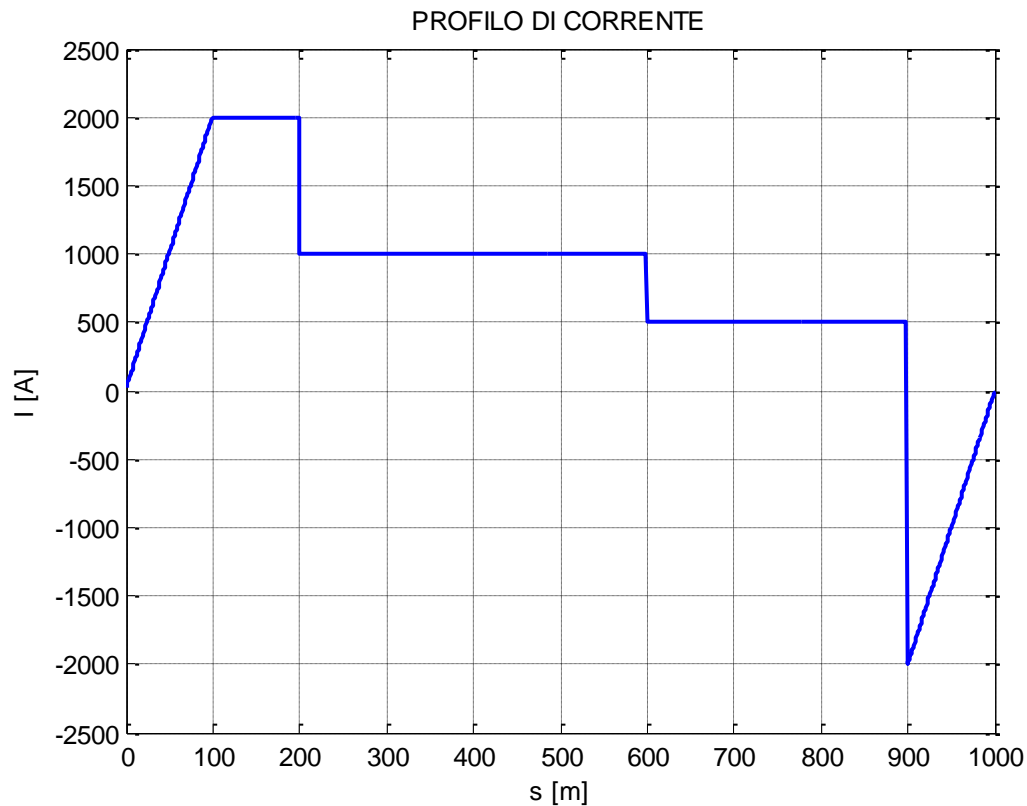


Figura 4-11. Profilo di corrente assorbita

Con i risultati ottenuti, se consideriamo un intervallo di Δv pari a $+30V -30V$, e cerchiamo il minimo locale, ovviamente quest'ultimo coinciderà con il minimo assoluto come nel caso della funzione $p_p(x)$. In questo caso il minimo è in $\Delta v = -14.09V$.

La traslazione della parabola dipende dalle caratteristiche della linea considerata, in particolare la distanza tra le sottostazioni L , la resistenza chilometrica r e dal profilo della $I(x)$. Il segno del Δv dipende invece dalla direzione del treno, infatti se il convoglio fosse partito dall'altra stazione avremmo ottenuto un valore di Δv in modulo uguale ma positivo.

In precedenza si era detto che il valore di Δv che minimizza la funzione $S(x)$, da un lato avrebbe garantito la minimizzazione delle perdite nella sottostazione, e dall'altro avrebbe equilibrato la distribuzione delle correnti nelle due sottostazioni.

Di seguito si riportano gli andamenti delle correnti I_1 e I_2 con l'applicazione del Δv ottimo e Δv nullo:

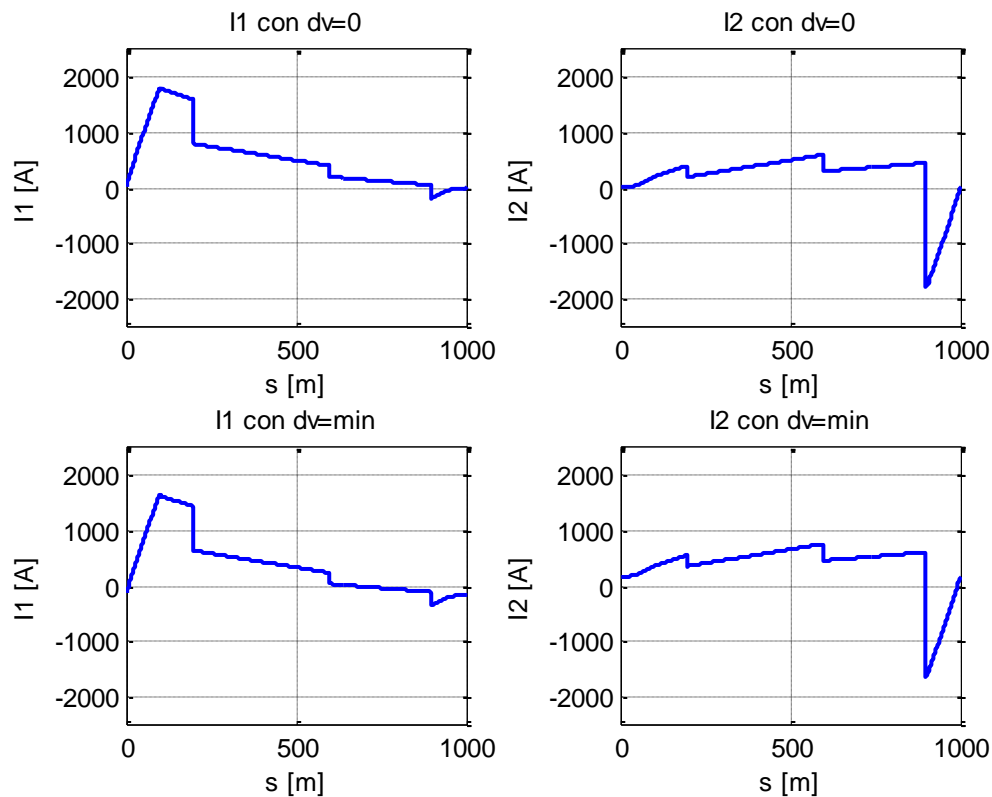


Figura 4-12. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione S

Ora mettiamo a confronto le correnti I_1 e I_2 , nel caso in cui Δv sia uguale a 0 e nel caso in cui Δv sia uguale a Δv_{\min} . Verranno confrontati sia i valori efficaci delle due correnti, che i valori di picco delle stesse. Occorre però una precisazione: i valori rms sono stati calcolati a partire dagli andamenti delle correnti nello spazio. Da un punto di vista rigoroso i valori efficaci andrebbero calcolati a partire dagli andamenti nel tempo. Tuttavia tra l'andamento dello spazio e del tempo esiste un legame che è la velocità. Di conseguenza possiamo dire che esiste una corrispondenza tra gli andamenti nello spazio e nel tempo per cui le considerazioni effettuate sono le medesime.

Di seguito si riportano gli andamenti dei valori prima e dopo l'applicazione del Δv .

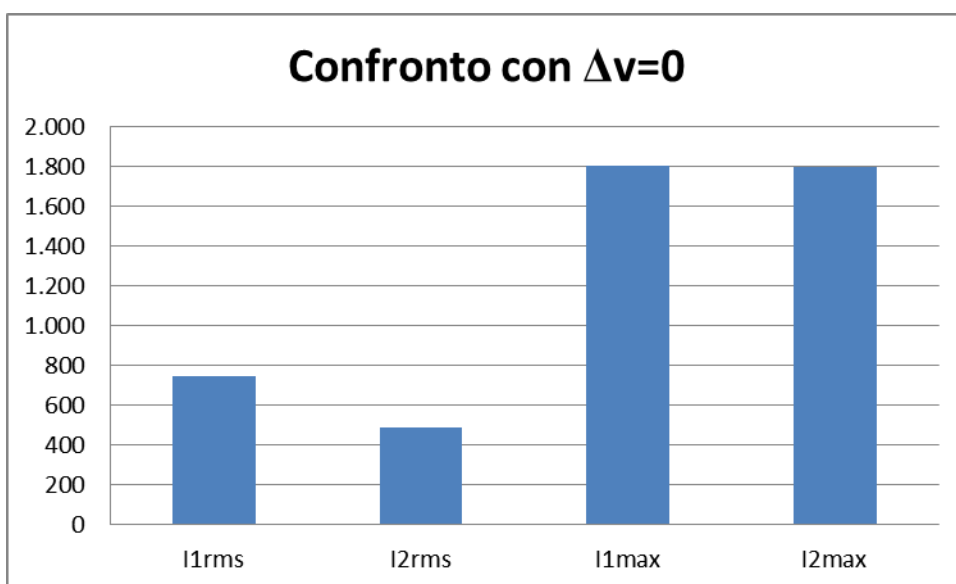


Figura 4-13. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE

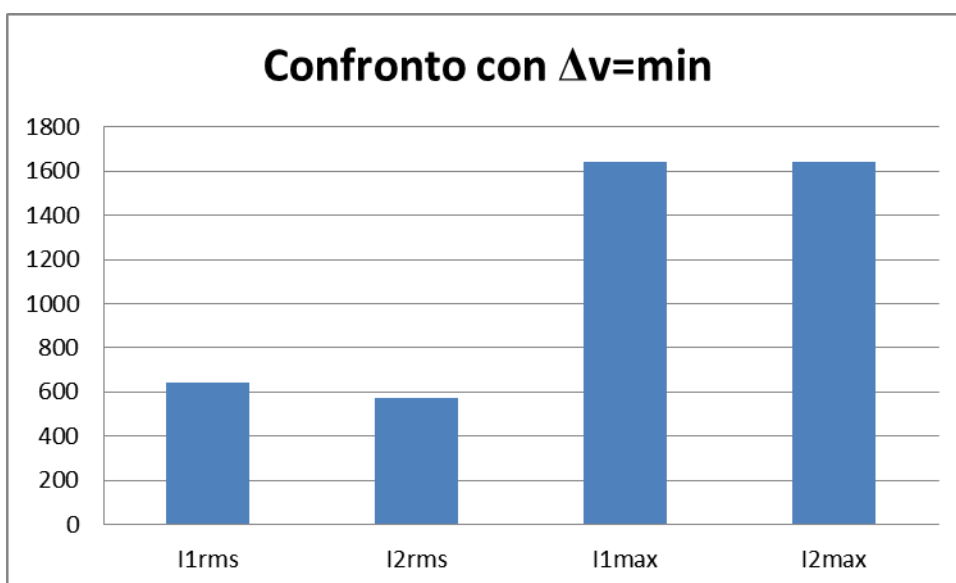


Figura 4-14. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con Δv ottimo derivante dalla funzione S

Come si evince dal secondo grafico la presenza del Δv ottimo porta un marcato avvicinamento dei valori efficaci delle correnti I_1 e I_2 . La differenza tra I_1 e I_2 passa dall'essere di 260A con $\Delta v=0$, a 64A con Δv pari a -14.09V. L'avvicinamento dei valori massimi è meno marcato ma si ha comunque una diminuzione di quasi 150 A che sui picchi non è affatto trascurabile.

Ora alla luce del valore di Δv ottimo rappresentiamo l'andamento delle perdite in linea che si ottengono:

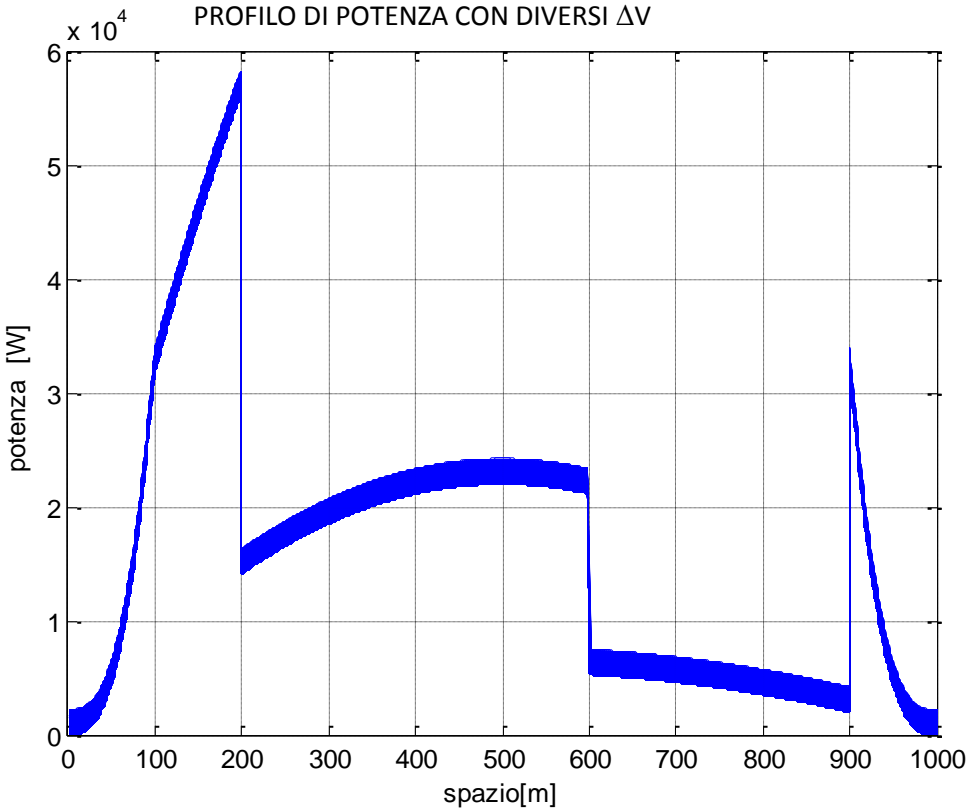


Figura 4-15. Andamento delle perdite con Δv variabile da 0V al valore di minimo derivante dalla funzione S

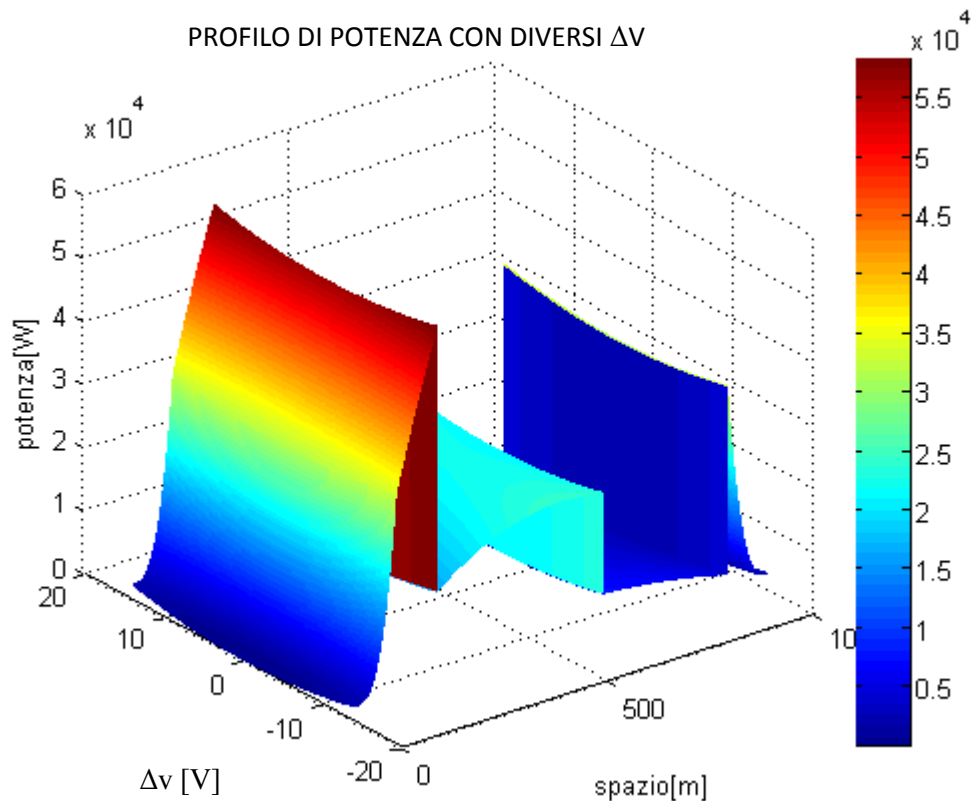


Figura 4-16. Profilo tridimensionale della potenza persa con Δv variabile da 0V al valore ottimo

Come possiamo notare l'applicazione del Δv pari a -14.09V non porta ad un eccessivo aumento della potenza persa in linea. Per cui in questo caso l'energia persa rimane comunque contenuta, infatti se confrontiamo il valore di potenza persa nel picco di accelerazione, la variazione con e senza l'applicazione del Δv è pari al 15%.

Alla luce dei risultati possiamo osservare come questo metodo di controllo è molto efficace nell'equilibrare i valori di rms delle due sottostazioni. Per quanto riguarda i valori massimi in questo particolare caso i valori massimi delle due correnti sono molto vicini tra loro; l'applicazione del Δv non porta alla diminuzione dello scarto tra i due valori massimi, che rimane costante, ma porta ad un abbassamento di entrambi i valori della stessa quantità. In questo caso si ottiene un avvicinamento dei valori di circa 150 A che risulta essere comunque un marcato beneficio.

Di seguito si riporta un altro esempio del calcolo del minimo considerando parametri più adatti all'ambito ferroviario, L sarà impostata pari a 20km e la resistenza pari a $0.047\Omega/\text{km}$ il codice utilizzato per i calcoli è analogo al precedente.

Di seguito si riporta il diagramma di assorbimento utilizzato che potrebbe essere simile a quello di un treno merci:

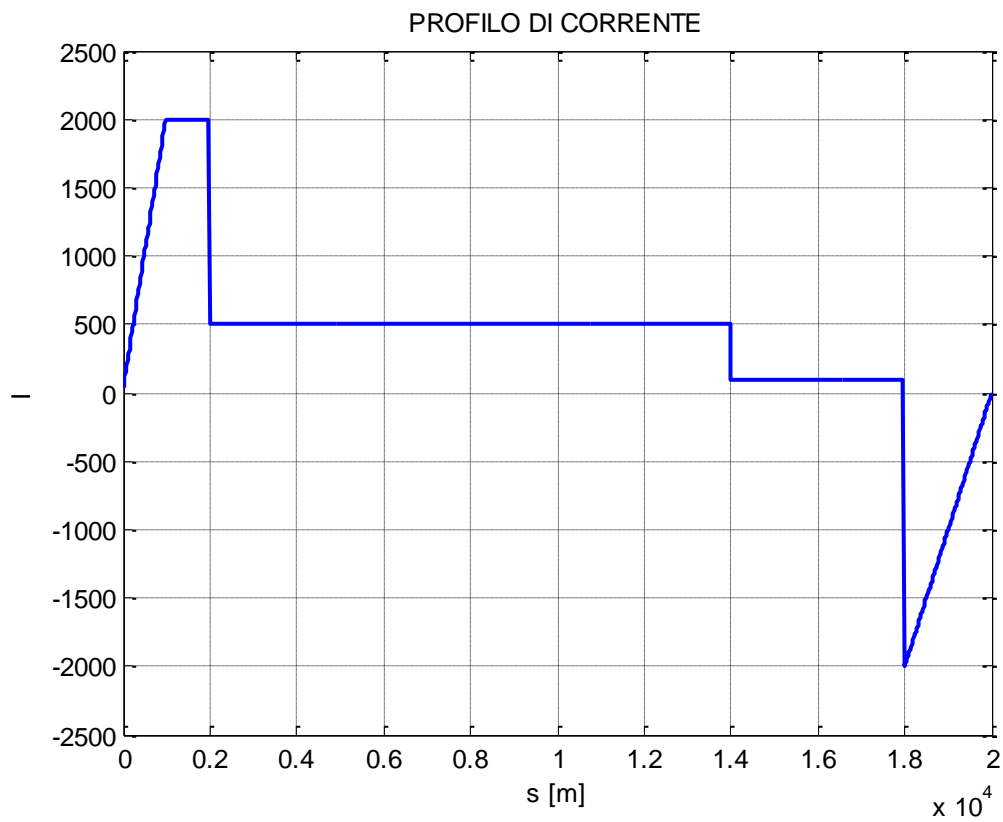


Figura 4-17. Profilo di corrente in un percorso di 20Km

Con questo diagramma di carico, il valore di Δv ottimo calcolato mediante l'algoritmo è -109.6V.

Di seguito si riporta il confronto tra i valori rms e massimi delle correnti:

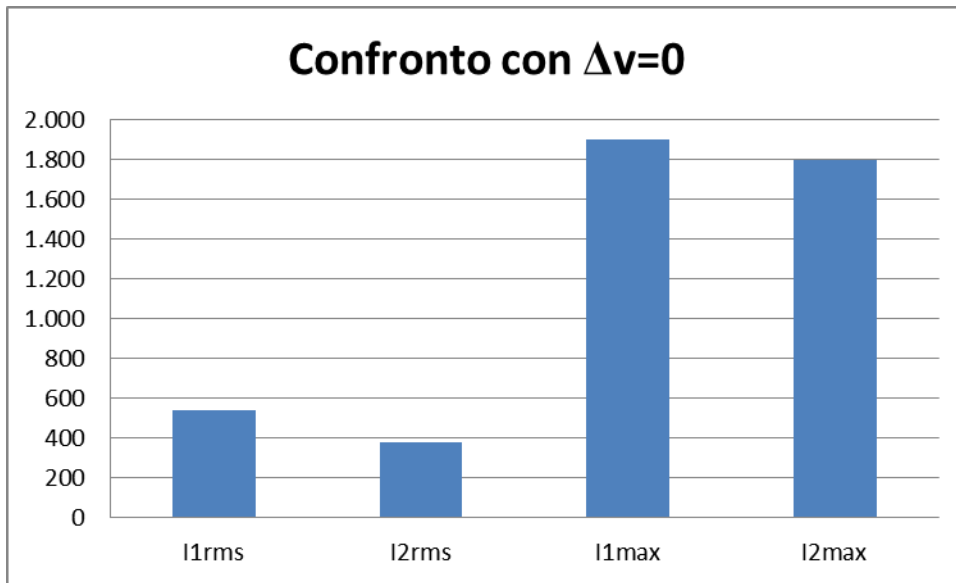


Figura 4-18. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a 20km di distanza con $\Delta v=0$

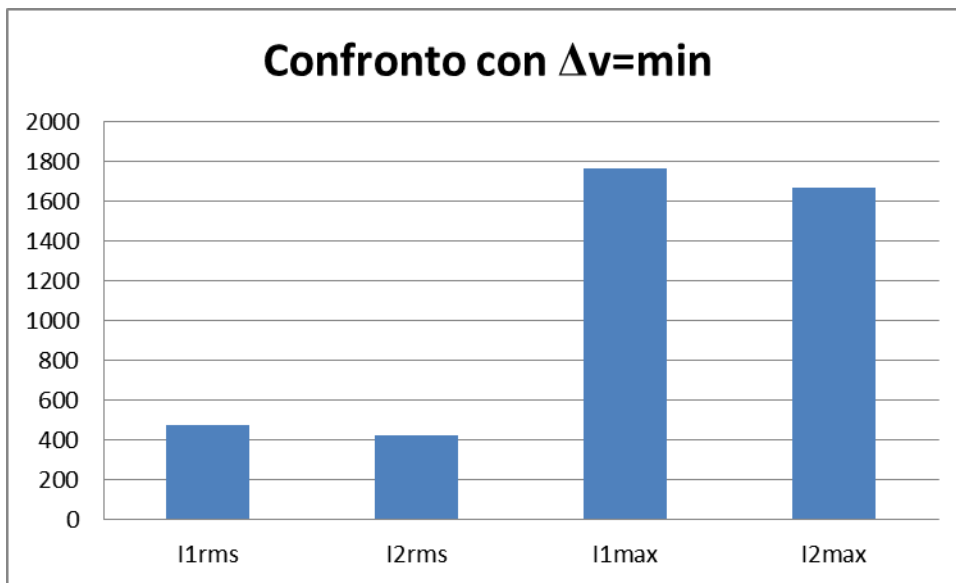


Figura 4-19. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a 20km di distanza con Δv ottimo derivante dalla funzione S

In questo caso la differenza tra i valori rms è di 156 A con $\Delta v=0$ e di 52 A con

$\Delta v=-109.6$. I valori massimi delle due correnti tendono ad avvicinarsi, in particolare si ha una diminuzione del picco di 134 A per entrambe le correnti.

Riportiamo gli andamenti delle correnti prima e dopo l'applicazione del Δv :

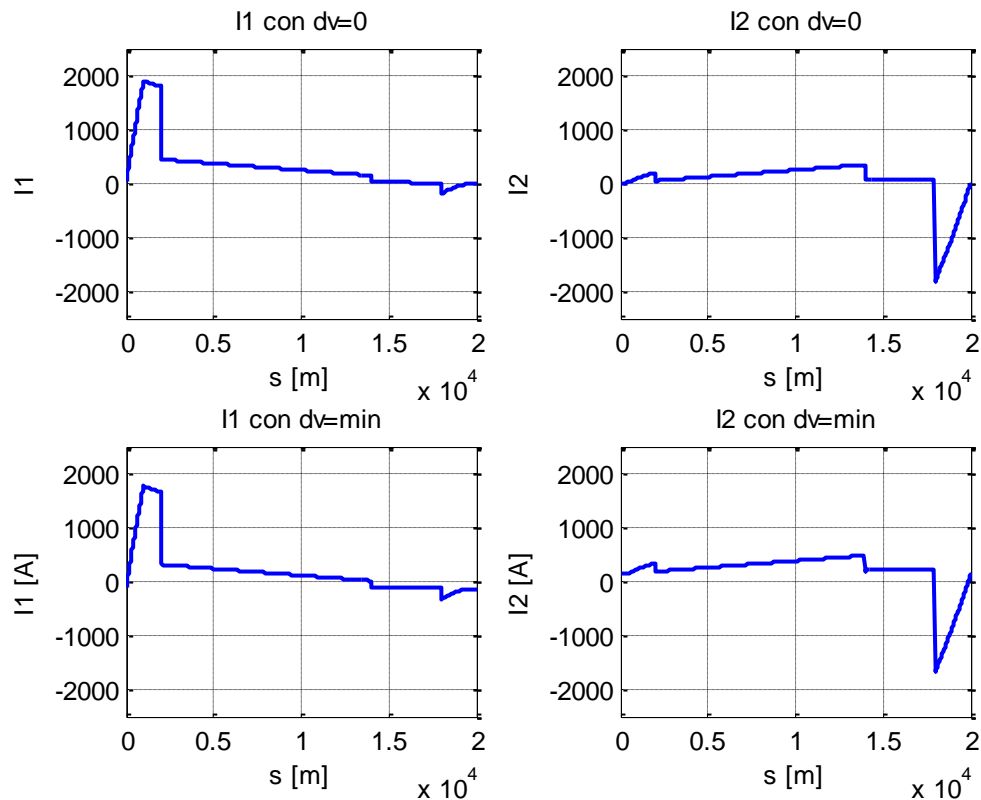


Figura 4-20. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione S

Ora alla luce del valore di Δv ottimo, possiamo capire l'aumento delle perdite che consegue. Di seguito sono rappresentati i grafici 2D e 3D delle perdite in linea con una variazione di Δv di 110V.

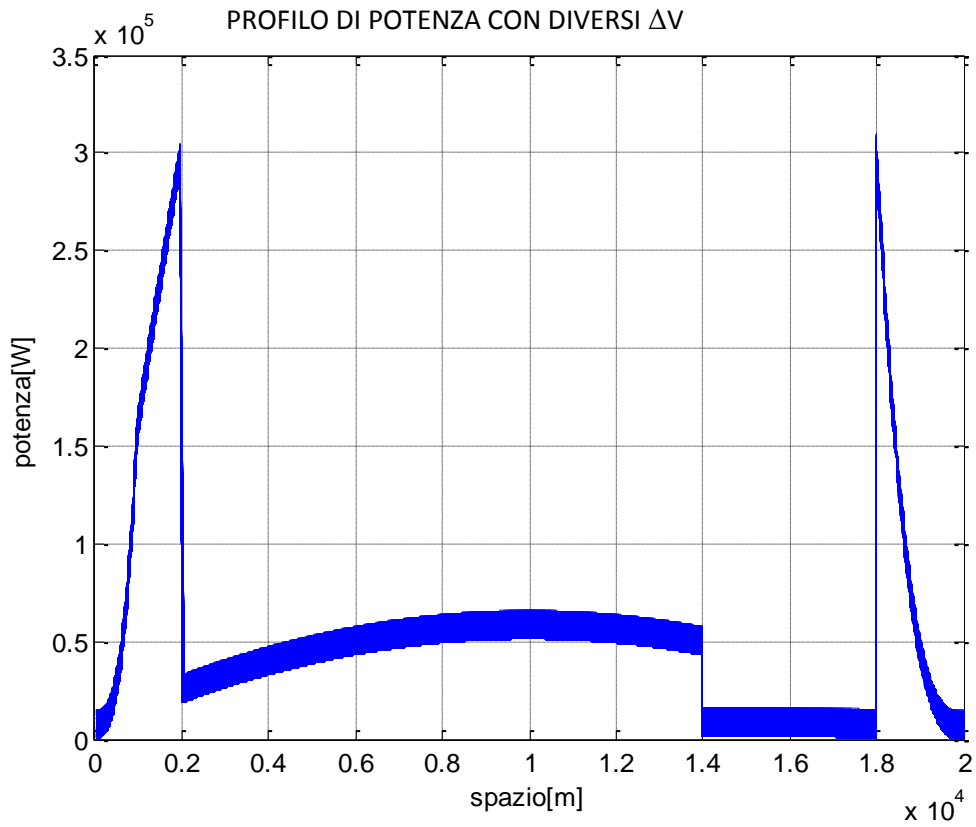


Figura 4-21. Andamento delle perdite di un treno con Δv variabile da 0V al valore di minimo

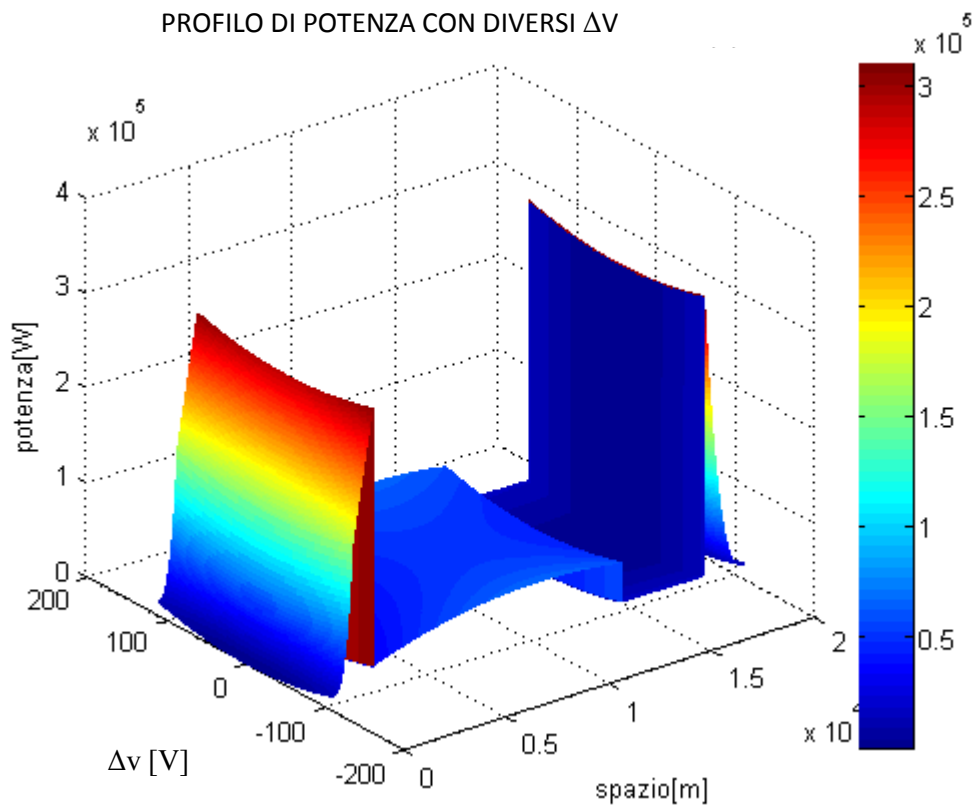


Figura 4-22. Profilo tridimensionale della potenza persa di un treno con Δv ottimo derivante dalla funzione S

In riferimento al primo picco di potenza posto in $L=2\text{km}$, con $\Delta v=0$ il valore della potenza persa in linea è 290kW , mentre con $\Delta v=-109.6$ è 305 kW con un aumento percentuale del 5.1% . Come possiamo osservare anche in questo caso, gli aumenti percentuali sulla potenza persa in linea sono molto contenuti. E possono giustificare l'applicazione di questo algoritmo. Per le considerazioni energetiche si riporta al paragrafo specifico.

4.12 Considerazioni sulla funzione $m(x, \Delta v)$

Nel precedente paragrafo è stato calcolato il valore di Δv al fine di redistribuire il carico tra le sottostazioni. Per fare questo è stata utilizzata la funzione $S(x)$, ovvero la somma dei quadrati delle correnti nelle sottostazioni.

Abbiamo potuto osservare che calcolando il Δv con questa funzione i valori delle correnti I_1 e I_2 , si avvicinavano notevolmente, tuttavia permaneva comunque uno scostamento di qualche decina di Ampere. Di positivo però abbiamo osservato che il valore di Δv ottimo che veniva calcolato, permetteva di contenere ampiamente l'aumento delle perdite in linea, fornendo un ottimo compromesso tra l'avvicinamento delle correnti e il contenimento delle perdite.

Con questo nuovo codice di calcolo si tenterà di trovare un valore di Δv ottimo che porti all'uguaglianza dei valori rms delle due correnti.

Per fare questo come nel precedente codice occorre calcolare gli andamenti di I_1 e I_2 . In seguito bisogna implementare l'algoritmo di ottimizzazione.

Di seguito si riporta la funzione utilizzata per il calcolo:

$$\mathbf{m}(x, \Delta v) = |I_1^2(x, \Delta v) - I_2^2(x, \Delta v)|$$

La funzione \mathbf{m} è il modulo della differenza tra le due correnti ed è funzione sia di Δv che di x . È evidente che la minimizzazione di questa funzione porterà a trovare valori efficaci delle correnti uguali.

Sviluppando la funzione si ottiene:

$$\mathbf{m}(x, \Delta v) = |I_1^2(x, \Delta v) - I_2^2(x, \Delta v)|$$

$$\mathbf{m}(x, \Delta v) = |[I_1'(\Delta v) + I_1''(x)]^2 - [I_2'(\Delta v) + I_2''(x)]^2|$$

$$m(x, \Delta v) = \left| \left(\frac{\Delta v}{Lr} + \frac{I(x)(L-x)}{L} \right)^2 - \left(-\frac{\Delta v}{Lr} + \frac{I(x)x}{L} \right)^2 \right|$$

Come nel caso precedente, siccome è di nostro interesse confrontare i valori efficaci, occorre eseguire l'integrale della nostra funzione così da eliminare la dipendenza dalla posizione x e calcolare quindi un unico valore di Δv che tenga conto dell'andamento della corrente $I(x)$ su tutto il percorso.

Mediante l'utilizzo del calcolatore otteniamo il seguente risultato:

$$\begin{aligned} M(\Delta v) &= \int_0^L m(x, \Delta v) dx = \int_0^L |[I_1'(\Delta v) + I_1''(x)]^2 - [I_2'(\Delta v) + I_2''(x)]^2| dx \\ &= \left| \sum \pm (K\Delta v + K_i)^2 \right| \end{aligned}$$

Abbiamo ottenuto la funzione $M(\Delta v)$ che se minimizzata porterà al calcolo del valore ottimo di Δv .

Minimizzare questa funzione porterà all'uguaglianza dei valori efficaci poiché la funzione tenta di minimizzare la differenza tra i due valori di corrente.

Di seguito vengono riesaminati i casi illustrati in precedenza nel paragrafo 4.11, applicando il nuovo algoritmo.

Consideriamo il diagramma di assorbimento della metropolitana utilizzato in precedenza, la minimizzazione della funzione $M(\Delta v)$ porta a un nuovo valore di Δv ottimo pari a -18.9V.

Di seguito si riporta il codice utilizzato per la minimizzazione:

```
clc
clear all
close all
x=linspace(0,1000,1000);
r=0.088/1000;
```

```

L=max(x)

I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
for i=1:100;
    I(i)=20*i;
end
for i=100:200;
    I(i)=2000;
end
for i=200:600;
    I(i)=1000;
end
for i=600:900;
    I(i)=500;
end
for i=900:1000;
    I(i)=-2000+20*(i-900);
end

I11=(dv)/(r*L);
I21=- (dv)/(r*L);
I12=I.*(L-x)/L;
I22=I.*(x)/L;
p1=(I11+I12).^2;
p2=(I21+I22).^2;

I1=I11+I12;
I2=I21+I22;

```

```

%integrale

M1=0;

M2=0;

for i=1:length(x)

M2=M2+p2(i);

M1=M1+p1(i);

end

M=abs(M1-M2);

M

M=collect(S)

pretty(S)

Mp=diff(S)

min=solve(Sp)

f=inline(S)

c=fminbnd(f,-1000,1000)

%% disegno I1 e I2 con dv=0

dv=0

I11=(dv)/(r*L);

I21=- (dv)/(r*L);

I12=I.*(L-x)/L;

I22=I.*(x)/L;

p=(I11+I12).^2+(I21+I22).^2;

%% disegno I1 e I2 con dv=c

```

$$dv=c$$

$$I_{11}=(dv)/(r*L);$$

$$I_{21}=- (dv)/(r*L);$$

$$I_{12}=I.(L-x)/L;$$

$$I_{22}=I.(x)/L;$$

$$p=(I_{11}+I_{12}).^2+(I_{21}+I_{22}).^2;$$

La funzione $M(\Delta v)$ ha il seguente andamento che non è più una parabola a differenza della funzione $S(\Delta v)$:

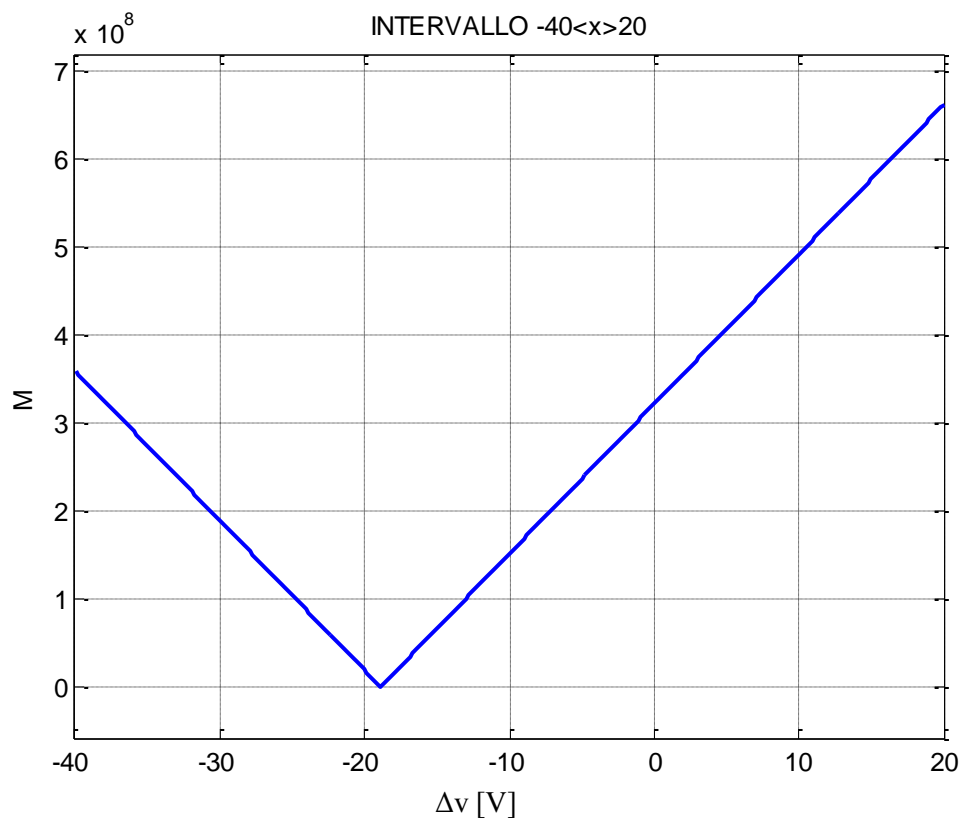


Figura 4-23. Andamento della funzione M al variare di Δv

Il valore di Δv minimo è pari a -18.9 V cioè il 34 % più alto rispetto al valore di tensione calcolato con la funzione $S(\Delta v)$.

L'andamento delle correnti I_1 e I_2 con e senza Δv è invece il seguente:

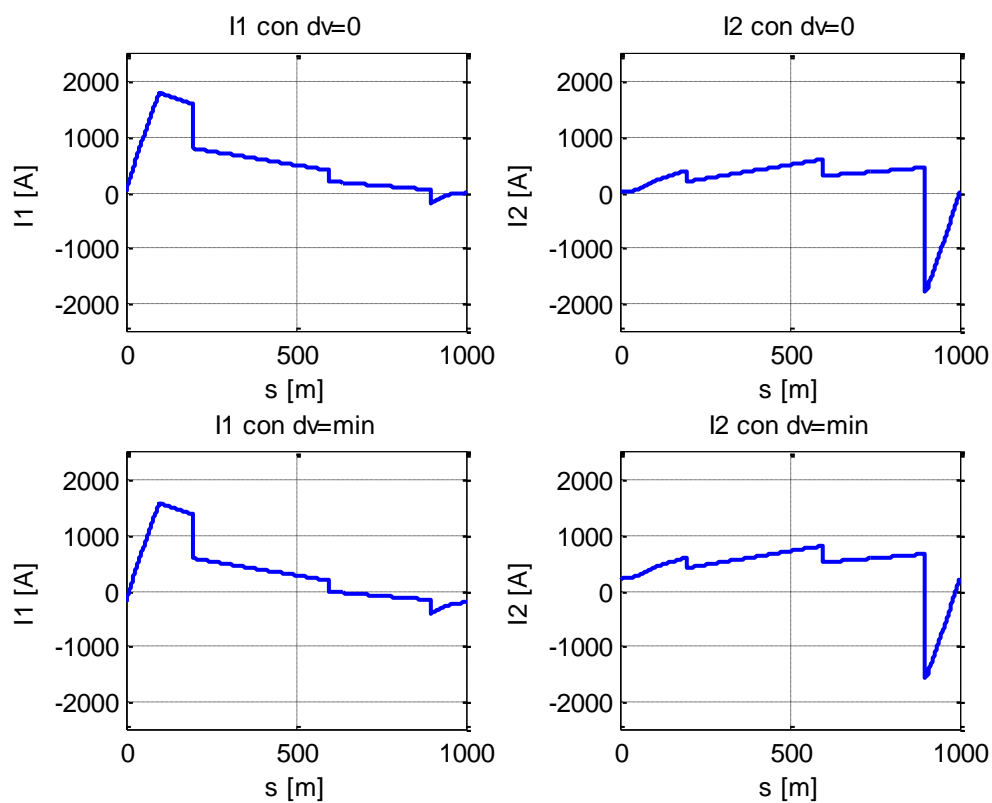


Figura 4-24. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione M

Confrontando i valori efficaci delle correnti prima e dopo l'applicazione del Δv ci si rende conto di come i valori efficaci delle due correnti I_1 e I_2 siano effettivamente uguali:

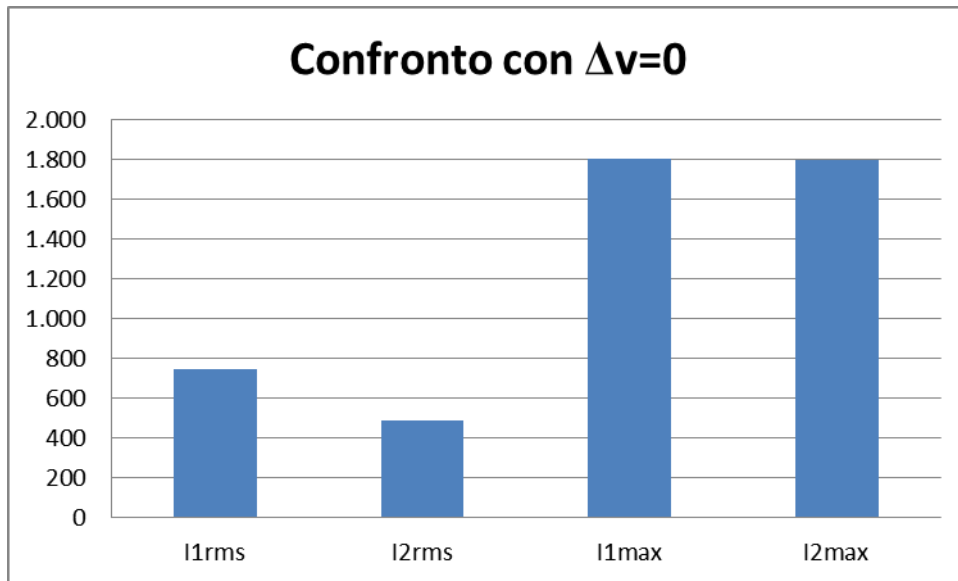


Figura 4-25. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con $\Delta v=0$

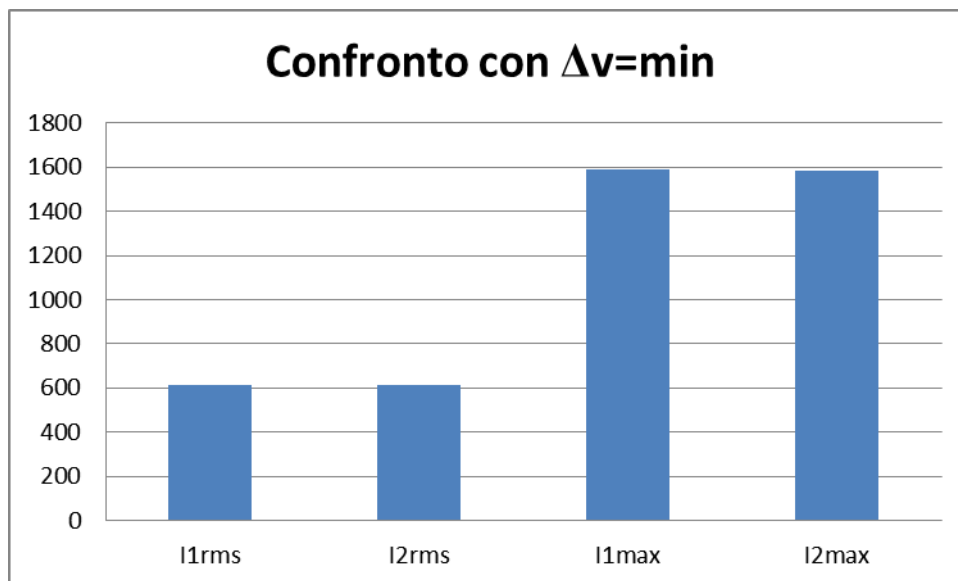


Figura 4-26. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE con Δv ottimo derivante dalla funzione M

Possiamo osservare che i valori rms delle due correnti sono ora uguali e che si ottiene un beneficio ancora maggiore nell'avvicinamento dei valori di picco delle correnti, il picco massimo delle correnti infatti si riduce di ben 215 A.

Ovviamente questo valore di tensione essendo più alto provocherà un aumento della potenza persa in linea.

Occorre capire se questo aumento della potenza persa può essere comunque accettabile, di seguito si riporta l'andamento delle perdite:

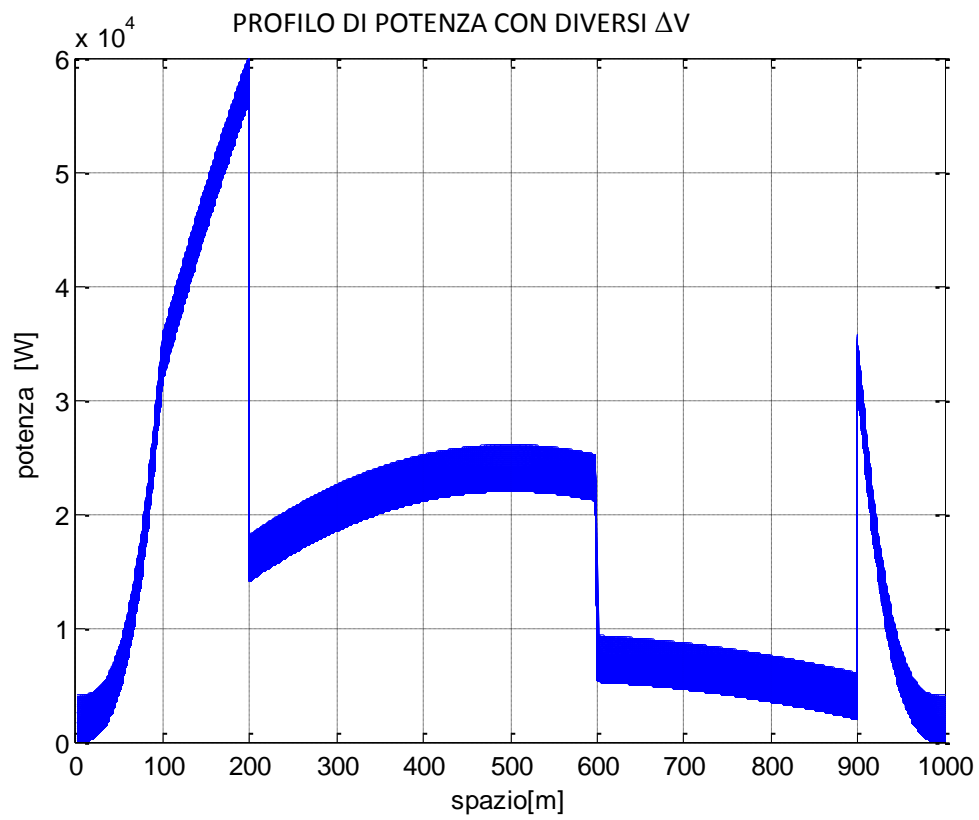


Figura 4-27. Profilo della potenza persa al variare di Δv tra 0V e il valore ottimo derivante dalla funzione M

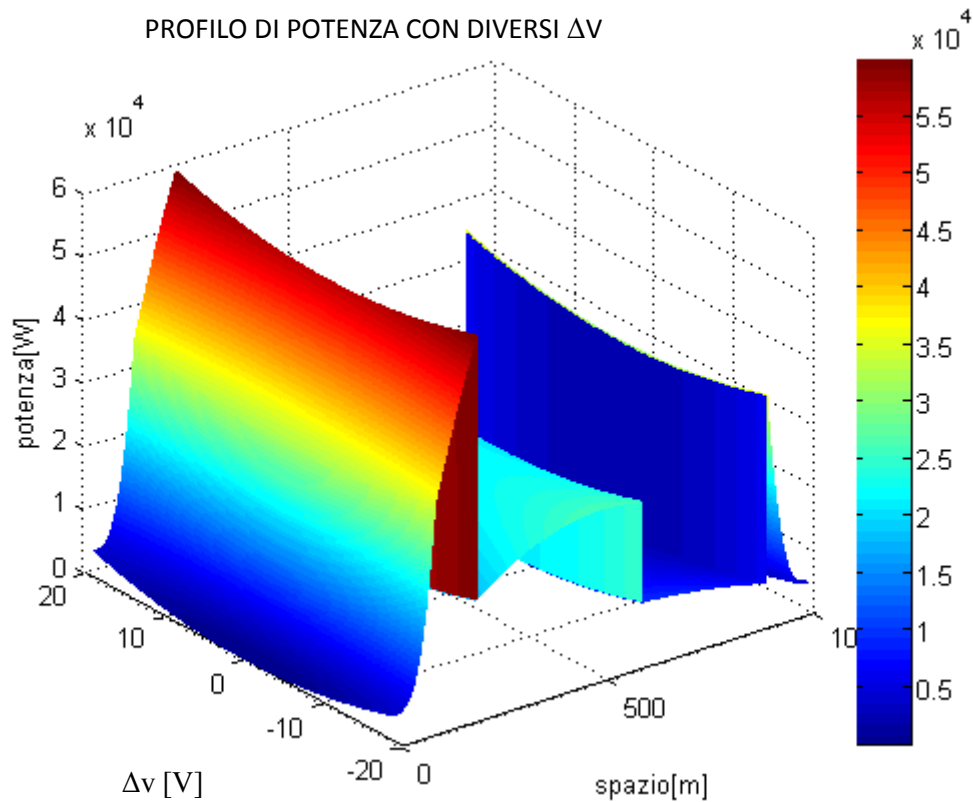


Figura 4-28. Profilo tridimensionale della potenza persa con Δv ottimo derivante dalla funzione M

In questo caso in riferimento al picco massimo in accelerazione possiamo osservare un aumento della potenza persa del 28.3%. Questo valore comincia a non essere molto contenuto, quindi in effetti a seconda dei casi sarebbe necessario valutare se effettivamente vale la pena applicare un Δv così alto.

Ora effettuiamo le stesse considerazioni con il diagramma di carico associato al convoglio ferroviario.

Di seguito si riporta l'andamento della funzione $M(\Delta v)$ con un diagramma di assorbimento distribuito su 20km:

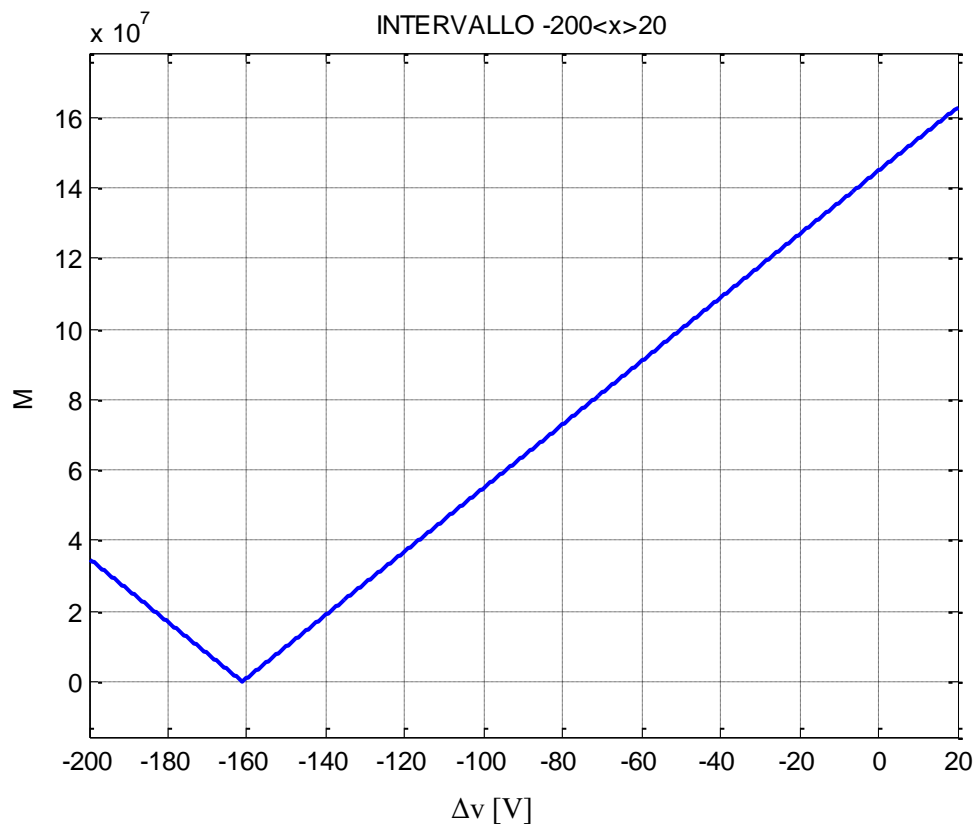


Figura 4-29. Andamento della funzione M al variare del Δv in uno spazio di 20km

Il valore di Δv minimo è pari a -161.3 , che è maggiore rispetto al minimo calcolato con la funzione $S(\Delta v)$, tuttavia si ottiene un maggior beneficio sui valori delle correnti come mostrato di seguito:

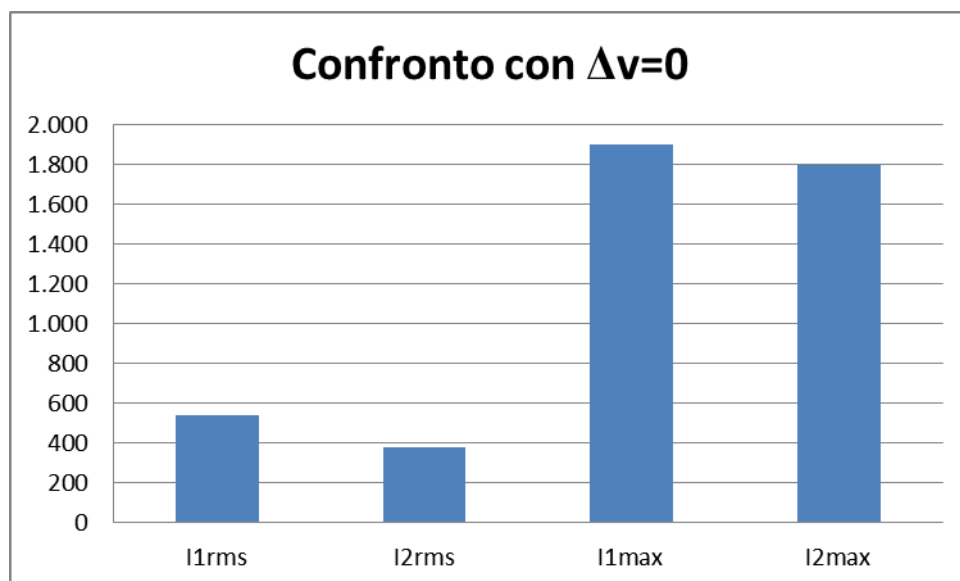


Figura 4-30. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a distanza di 20km con $\Delta v=0$

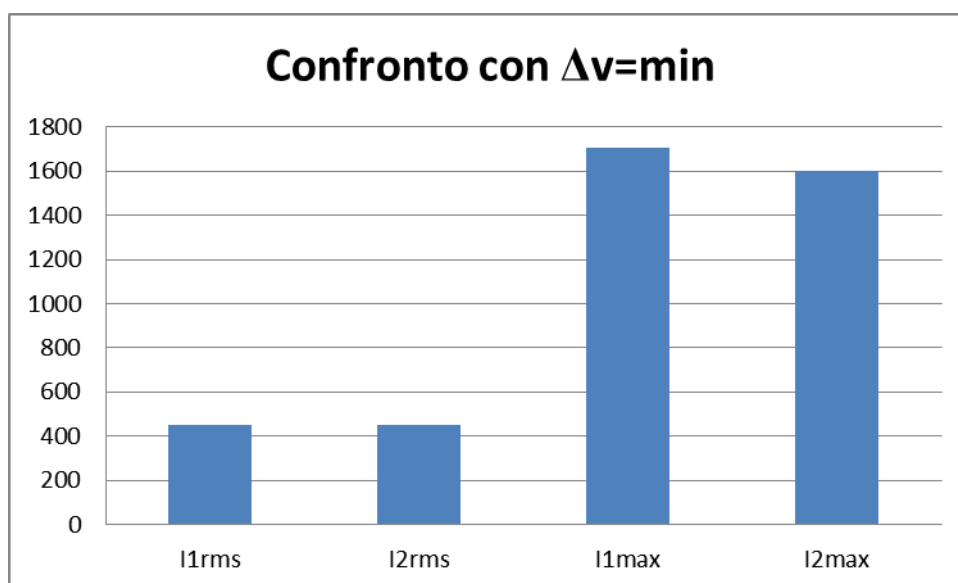


Figura 4-31. Confronto tra valori rms e massimi delle due SSE poste a distanza di 20km con Δv ottimo derivante dalla funzione M

Anche in questo caso oltre all'uguaglianza dei valori rms si ottiene un marcato abbassamento dei valori massimi di entrambe le correnti, si ottiene infatti una diminuzione dei picchi di 200 A circa.

Di seguito riportiamo l'andamento delle correnti nei due casi:

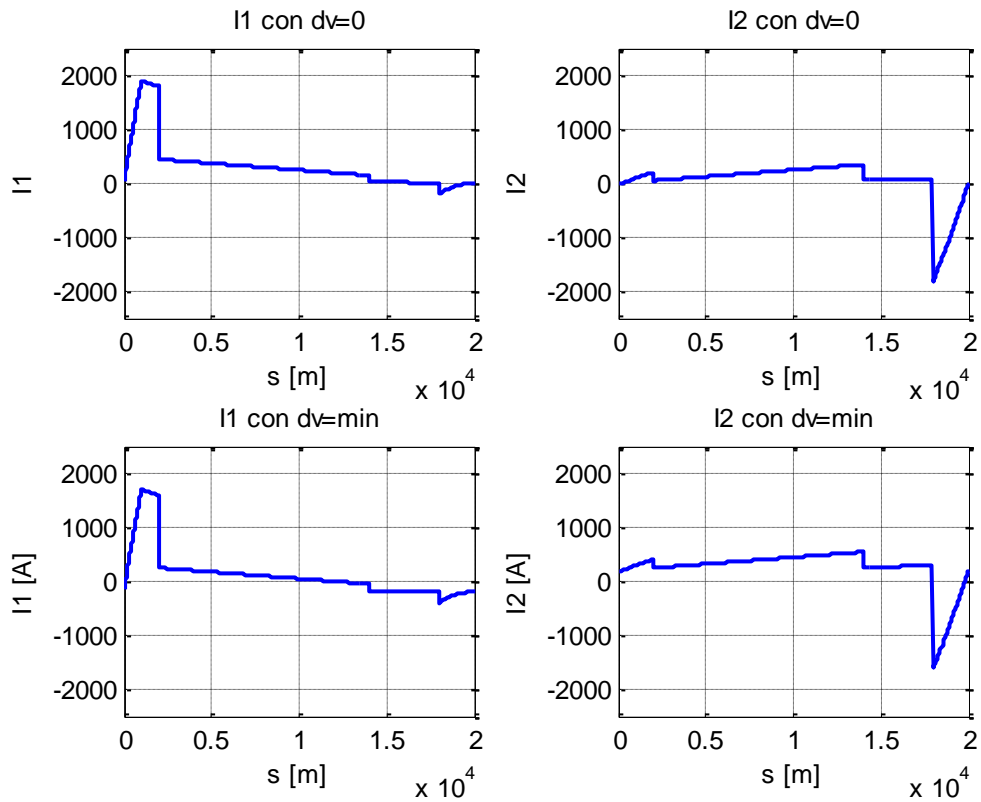


Figura 4-32. Andamento delle correnti con il $\Delta v=0$ (in alto) e con $\Delta v=\min$ (in basso) derivante dalla funzione M

Anche in questo caso rappresentiamo l'andamento delle perdite nello spazio:

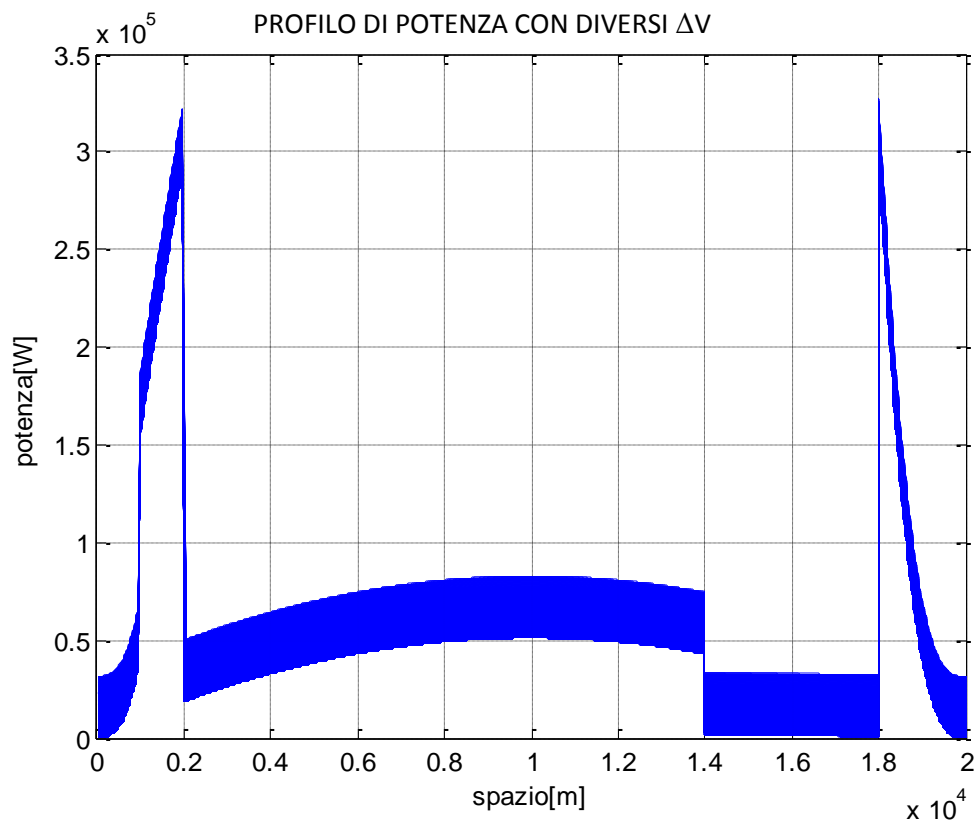


Figura 4-33. Profilo della potenza persa nello spazio di 20km con Δv variabile da 0V al valore di ottimo

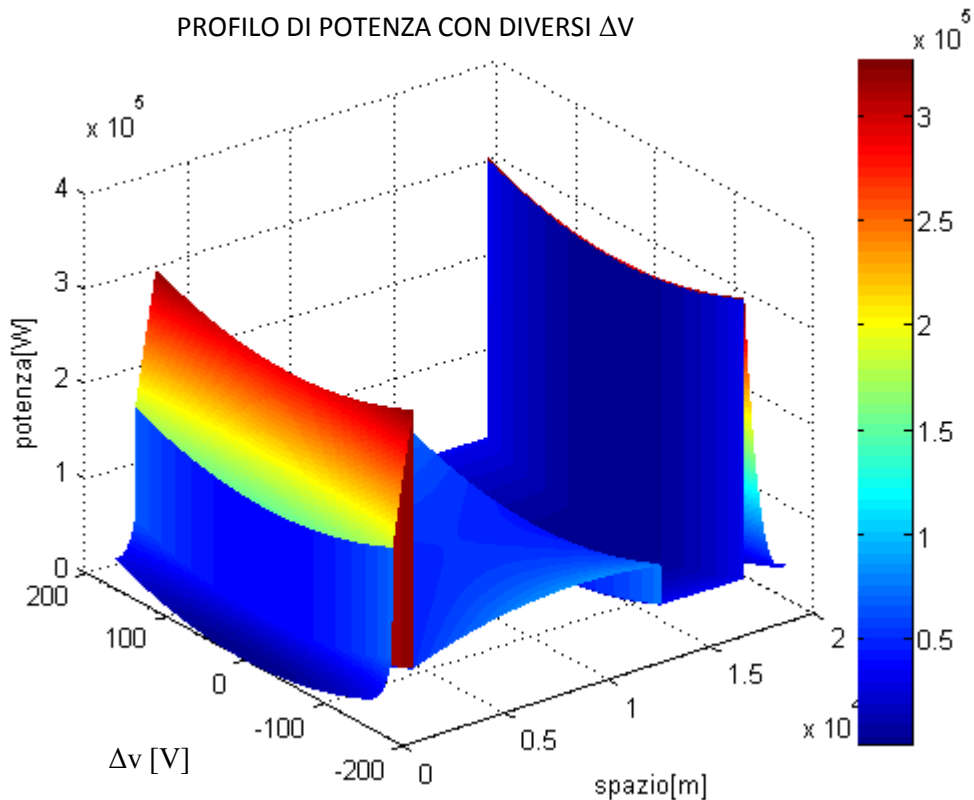


Figura 4-34. Profilo tridimensionale della potenza persa in uno spazio di 20km con con Δv ottimo

In questo caso possiamo osservare che le perdite in linea tendono ad essere più marcate rispetto al caso precedente. Nel picco si ottiene infatti un aumento del 10.1%.

A seconda delle esigenze potrebbe essere più efficiente l'uso della funzione $S(\Delta v)$, che nonostante non porti all'uguaglianza dei valori rms, porta un buon avvicinamento delle perdite contenendo ancor di più le perdite.

4.13 Confronto tra i risultati ottenuti

Nei paragrafi 4.11 e 4.12 abbiamo calcolato gli aumenti della potenza persa in linea a seguito dell'applicazione dei Δv ottimi. Abbiamo osservato come gli aumenti della potenza persa sono più marcati con l'uso della funzione $M(\Delta v)$. In riferimento al picco massimo, nel caso ferroviario, è stato notato che con la funzione $M(\Delta v)$ si perviene a un aumento del picco del 10.1%, mentre con la funzione $S(\Delta v)$ tale aumento risulta più contenuto, pari a 5.1%.

Occorre però sottolineare che l'aumento delle perdite massimo che si ottiene su tutto il percorso è pari al 44% con la funzione $S(\Delta v)$ e del 94% con la funzione $M(\Delta v)$. Questo significa che nel secondo caso si arriva ad ottenere anche il doppio delle perdite. L'aumento massimo lo si ottiene nella parte di diagramma associato alla velocità costante, in cui le perdite sono sicuramente più basse, poiché gli assorbimenti sono ridotti, ma in ogni caso in questo tratto le perdite possono anche raddoppiare.

Queste considerazioni ci portano a capire che l'utilizzo di questo sistema di regolazione del carico introduce nel sistema delle perdite significative e non trascurabili, tuttavia occorre precisare che i diagrammi di assorbimento considerati sono appositamente fortemente penalizzanti, infatti, soprattutto nel caso ferroviario illustrato, l'assorbimento nel picco di frenata e di accelerazione sono molto accentuati. Si ha infatti una grande differenza tra la potenza assorbita in accelerazione e nella fase a velocità costante. Questo insieme di elementi ha portato al calcolo di un Δv molto alto che introduce appunto forti aumenti in termini di perdite.

Nelle diverse simulazioni abbiamo potuto osservare come i diversi parametri in gioco influiscano sulla determinazione del Δv . In particolare determinanti sono i parametri della linea r e L . Infatti la corrente di circolazione è caratterizzata dalla seguente formula:

$$I_c = \frac{\Delta v}{r L}$$

Noto l'andamento della corrente assorbita dal treno istante per istante è possibile calcolare gli andamenti delle correnti nelle due SSE, una volta calcolati i valori efficaci l'obiettivo è quello di calcolare una corrente di circolazione che porti all'uguaglianza dei due profili. Questo significa che, una volta nota la I_c , il valore del Δv è fortemente influenzato dal prodotto $r L$. Infatti più questo prodotto tende a diminuire più a pari I_c , è possibile ottenere un valore di Δv ottimo più basso. In particolare dimezzando la lunghezza o dimezzando la resistenza si ottiene un dimezzamento del Δv ottimo e una diminuzione conseguente delle perdite in gioco.

Inoltre abbiamo osservato che il valore del Δv dipende fortemente dal profilo di corrente assorbita dal treno. Siccome l'obiettivo dell'algoritmo, è quello di uguagliare i valori rms, cosa che possiamo fare dopo aver considerato l'integrale della nostra funzione di *fitness*, possiamo dire da un punto di vista qualitativo che la corrente di circolazione I_c deve compensare le due aree delle correnti I_1 e I_2 . Se l'andamento della funzione I è molto

irregolare, per esempio il picco di frenata e quello di accelerazione sono molto diversi, oppure si ha una grande differenza tra valori massimi e minimi di assorbimento, il valore di I_c necessario per compensare le aree deve essere più alto il che si traduce in un aumento della Δv calcolata e conseguentemente delle perdite.

Nei prossimi capitoli vengono riportate delle considerazioni sul calcolo del Δv ottimo al variare dei parametri caratterizzanti il sistema.

4.14 Variazione della distanza tra le SSE

Nei precedenti paragrafi sono state considerate sempre due sottostazioni, in particolare nella prima simulazione si considerava una distanza tra le sottostazioni di 1km. In questo paragrafo si cercherà di capire gli effetti della variazione della lunghezza sul valore di Δv ottimo. Infatti nelle metropolitane non tutte le stazioni hanno le sottostazioni di conversione, tipicamente infatti tra due sottostazioni il treno effettua una o due fermate intermedie nelle altre stazioni.

Ora cercheremo di capire se vi è una marcata differenza nella determinazione del valore ottimo.

Ipotizzeremo di raddoppiare la distanza tra le sottostazioni, che sarà considerata pari a 2km. Il treno effettuerà due stop, come se a distanza 1km ci fosse una stazione in cui effettuare una fermata. Il diagramma di assorbimento è considerato uguale in entrambi i tratti e lo si riporta di seguito:

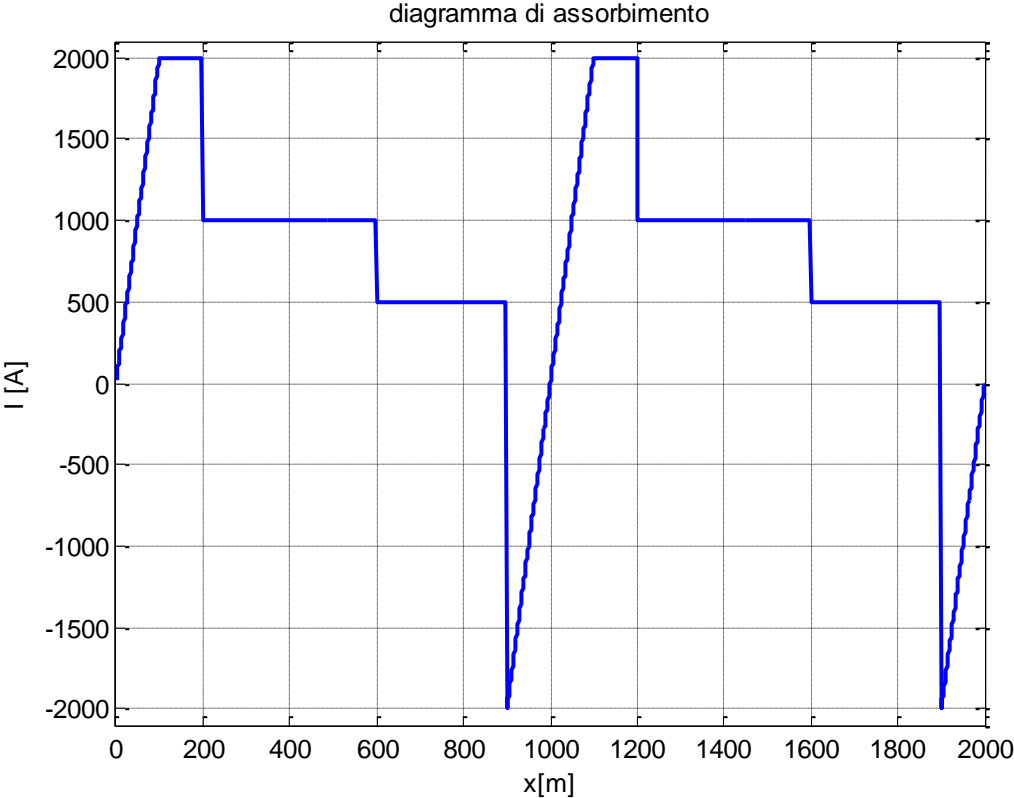


Figura 4-35. Profilo di corrente con tre stazioni e due SSE

Di seguito si riporta l'andamento della funzione $S(\Delta v)$ in questo particolare caso:

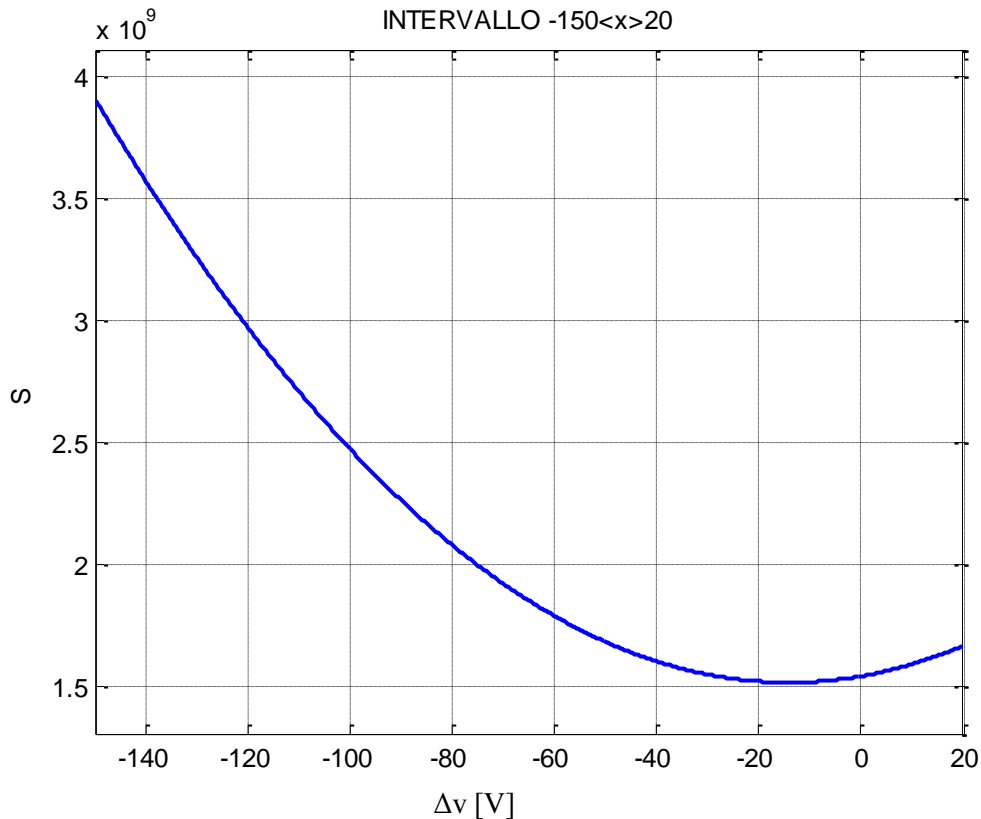


Figura 4-36. Andamento della funzione S al variare di Δv

Come si può osservare il minimo della parabola è -14.09 V che coincide con il valore della simulazione precedente. Questa simulazione dimostra che aumentando la distanza e il numero delle fermate il valore di Δv ottimo non cambia. Ovviamente questo è valido sotto stringenti ipotesi ovvero che la distanza delle due tratte sia la medesima, nel nostro caso 1km, e che l'assorbimento sia il medesimo nei due casi. Questo ovviamente non è vero, tuttavia se dovessimo ipotizzare due distanze diverse o assorbimenti leggermente diversi, come accade in situazioni reali, possiamo dire che non vi sono grosse differenze nel calcolo del Δv .

Ora simuliamo invece un caso di maggior stress, in cui tenteremo di rendere marcata la differenza di carico tra le due sottostazioni. Gli assorbimenti nei due tratti sono molto diversi, questa situazione è molto più realistica poiché simula per esempio un percorso con salite e discese, in particolare, il primo tratto presenta un picco nella fase di frenata, come se il treno stesse frenando in discesa, mentre il secondo tratto presenta un picco ridotto

come se il treno frenasse in salita, con questo diagramma di assorbimenti ci aspettiamo che la differenza tra i valori efficaci sia più marcata e ci aspetteremo quindi un valore di Δv diverso.

Di seguito si riporta l'andamento della corrente assorbita:

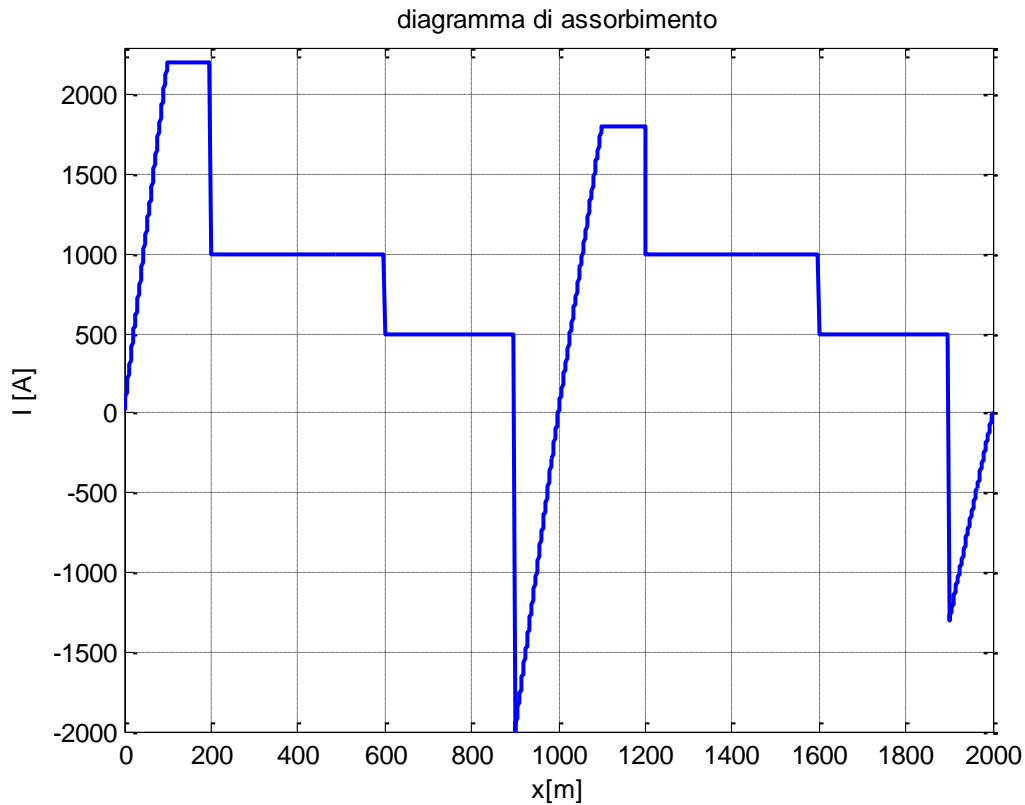


Figura 4-37. Profilo di corrente dissimetrico con tre stazioni e due SSE

In questo caso il valore di Δv si assesta pari a $-13.9V$, quindi anche in questo caso non si hanno grosse differenze sul calcolo del Δv ottimo che rimane comunque contenuto e quindi applicabile.

4.15 Assorbimento con binario pari e dispari

Ora si considerano due treni circolanti in direzioni opposte l'assorbimento di corrente considerato è lo stesso dei precedenti casi:

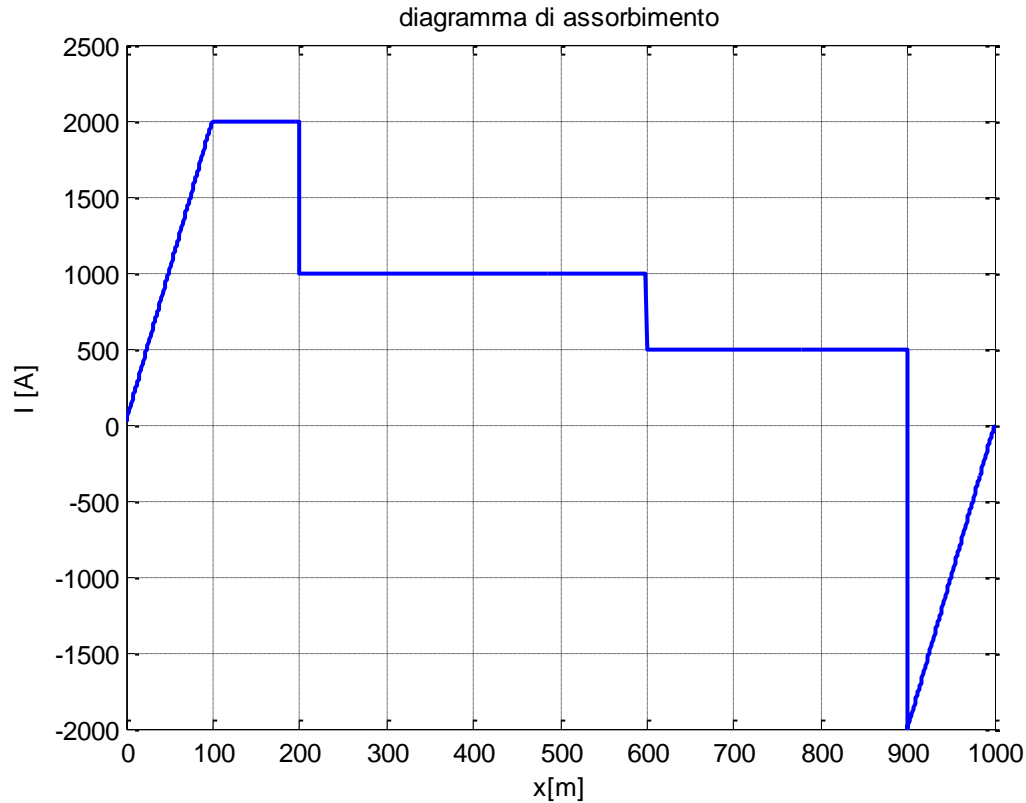


Figura 4-38. Profilo di corrente assorbita per l'alimentazione del binario pari e dispari

L'ipotesi è che l'assorbimento dei due treni sia il medesimo sia sul binario pari che sul binario dispari, queste ipotesi implicano una simmetria del sistema e come conseguenza ci aspettiamo che il valore di Δv ottimo sia zero.

Di seguito si riporta il codice utilizzato per il calcolo:

```
%%
```

```
syms dv
```

```
I11=(dv)/(r*L);
```

```
I21=- (dv)/(r*L);
```

```
I12=Itsx.*(L-x)/L;
```

```

I22=Itsx.*(x)/L;
I13=It dx.*(x)/L;
I23=It dx.*(L-x)/L;
p=(I11+I12+I13).^2+(I21+I22+I23).^2;

I1=I11+I12+I13;
I2=I21+I22+I23;

%%
%integrale
S=trapz(p)
S
S=collect(S)
pretty(S)

Sp=diff(S)
min=solve(Sp)

f=inline(S)
c=fminbnd(f,-1000,1000)

```

Il risultato ottenuto dal calcolo è 0V. Questo ci porta a osservare che se il sistema ha degli assorbimenti simmetrici sui due binari, ovviamente le correnti nelle sottostazioni saranno uguali e conseguentemente sarà nullo anche il Δv necessario per ottimizzare la ripartizione del carico.

Quindi più gli assorbimenti dal binario pari e dispari sono simili più il valore di Δv tende ad annullarsi.

A titolo di esempio, per avere un'idea quantitativa della variazione del Δv , abbiamo effettuato la simulazione incrementando del 10% l'assorbimento del binario pari e

mantenendo uguale quello al binario dispari. In valore di Δv che calcoliamo è ovviamente ridotto, ed è pari a $-1.4V$. Quindi una variazione del 10% non porta il valore di Δv a variare sensibilmente.

Queste simulazioni sono state calcolate mediante il solo utilizzo della funzione $S(\Delta v)$. Ovviamente le stesse considerazioni possono essere effettuate con l'utilizzo della funzione $M(\Delta v)$. A titolo di esempio si riporta il risultato dell'ultima simulazione anche con l'utilizzo della funzione $M(\Delta v)$, in questo caso la variazione del 10% porta a un valore di Δv leggermente superiore pari a $-1.9V$. Tale valore risulta comunque contenuto anche se è superiore.

4.16 Calcolo dell'energia

Fin ora abbiamo osservato le variazioni che il Δv impone al diagramma di potenza persa in funzione della posizione del treno.

Abbiamo osservato che la potenza persa in funzione del parametro x , varia con il Δv e come ovvia conseguenza si ha un aumento dell'energia persa in linea.

L'area sottesa al diagramma della potenza persa in funzione dello spazio è sicuramente un indice dell'energia persa, tuttavia questo parametro non è un parametro fisico. Occorre quindi effettuare il calcolo dell'energia e per fare ciò occorre effettuare l'integrale nel tempo.

Nel prossimo capitolo calcoleremo in un caso studio l'energia in gioco con e senza l'applicazione del Δv ottimo. Per fare il calcolo è stato necessario ricavare gli andamenti in funzione del tempo della potenza persa in linea. Tale funzione se integrata porta al calcolo dell'energia persa.

4.17 Considerazioni di carattere energetico sulla funzione $S(\Delta v)$

Nei paragrafi precedenti abbiamo calcolato in alcuni casi il valore di Δv atto a riequilibrare le correnti nelle sottostazioni. Siccome l'andamento delle perdite in linea, $p(x)$ è in funzione dello spazio non era però possibile calcolare i valori di energia integrando questa funzione.

In questo paragrafo tenteremo di determinare il valore di energia persa in linea con diversi valori di Δv in un nuovo caso, ancora più verosimile rispetto alle simulazioni precedenti.

Per fare questo partiamo dai dati cinematici del convoglio con i quali è possibile calcolare gli andamenti della potenza nel tempo oltre che nello spazio.

Nei seguenti calcoli viene considerato un convoglio ferroviario di massa 250t, con uno sforzo ai cerchioni allo spunto pari a 214kN, fino alla velocità 20m/s, in seguito la velocità tende ad aumentare fino alla velocità di 36m/s, tale velocità viene mantenuta costante in tutta la fase che precede il *coasting*. Infine la fase di *coasting* decelera il treno di circa 3m/s prima di incominciare la frenatura che viene eseguita con sforzo costante pari a 130kN.

Si seguito si riporta il diagramma di assorbimento al pantografo del convoglio in questione con i rispettivi diagrammi di trazione e orario:

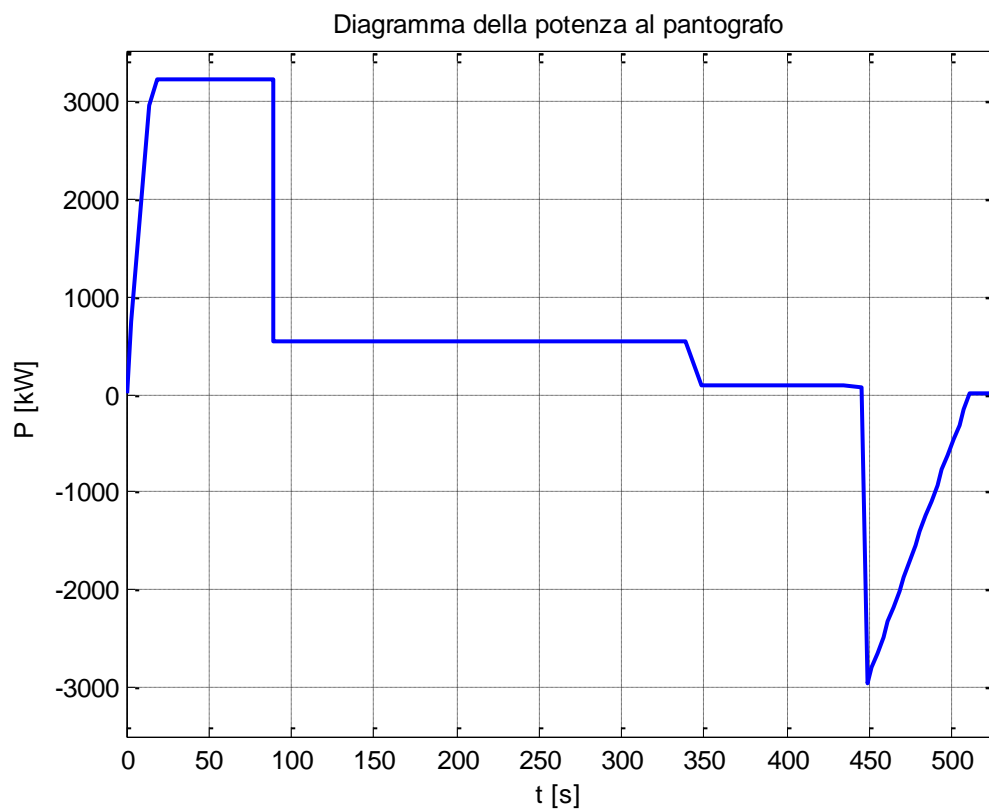


Figura 4-39. Diagramma della potenza al pantografo

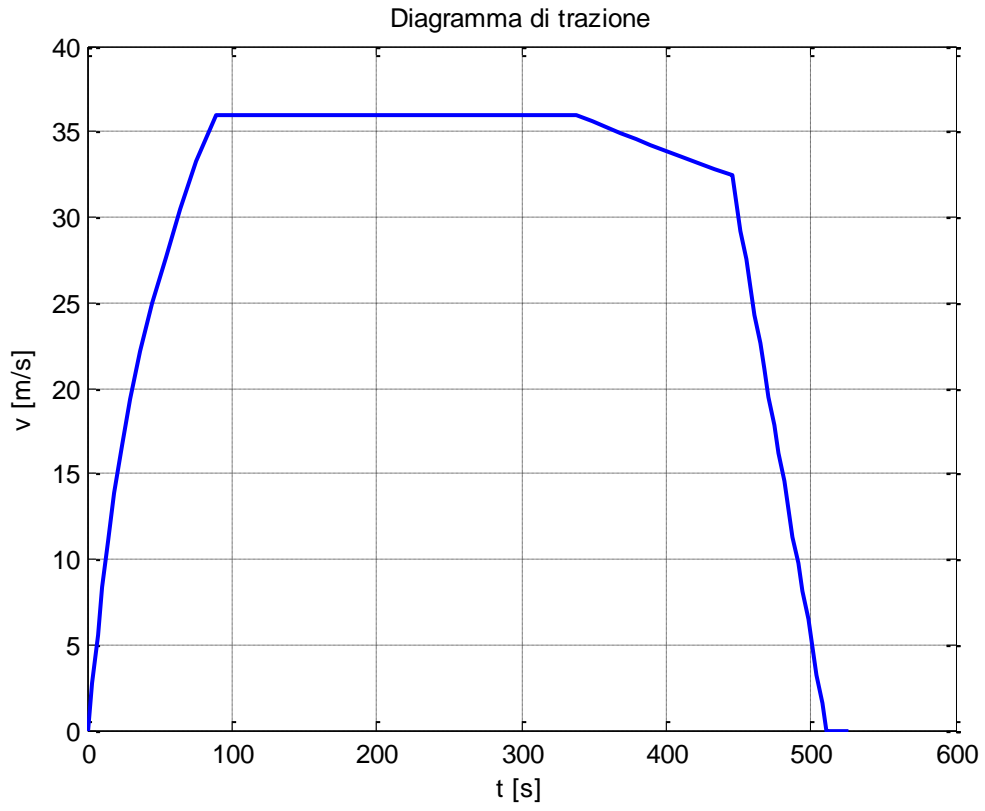


Figura 4-40. Diagramma di trazione

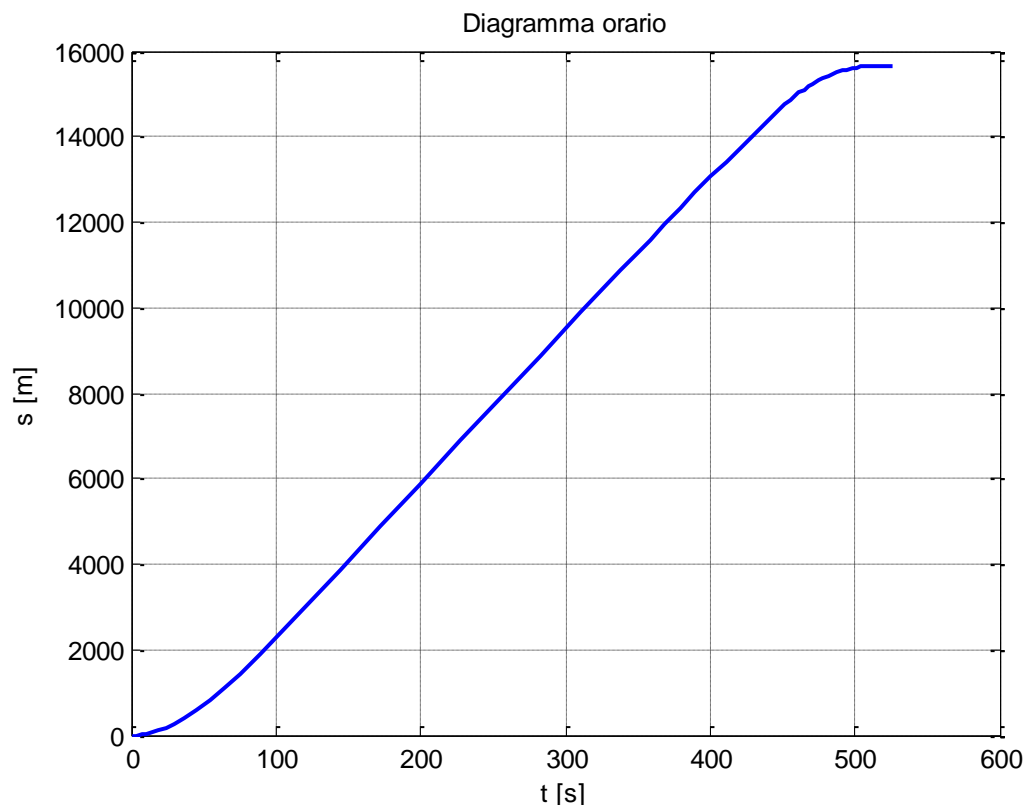


Figura 4-41. Diagramma orario

Con questo diagramma di assorbimento al pantografo è stato possibile calcolare il valore di Δv da applicare per riequilibrare i carichi delle sottostazioni con le diverse funzioni di fitness mostrate in precedenza.

Mediante l'utilizzo della funzione $S(\Delta v)$ si è pervenuti al valore di $-42v$.

Noto questo valore di Δv possiamo preoccuparci di calcolare la potenza persa in linea in funzione della posizione del treno. La formula utilizzata è nota ed è quella utilizzata in precedenza:

$$p_p(x) = rx I_1^2(x) + r(L - x) I_2^2(x)$$

Come abbiamo già osservato, questo valore di potenza è funzione dello spazio e non del tempo, quindi non è possibile calcolare direttamente il valore di energia persa durante il percorso.

Tuttavia tramite il diagramma orario ad ogni valore di spazio è associato un tempo, il che ci permette di tradurre la funzione $p_p(x)$ in $p_p(t)$ funzione che integrata ci darà l'energia persa.

L'integrale, svolto col metodo agli elementi finiti, è stato calcolato con diversi valori di Δv così da poter osservare la variazione dell'energia in funzione del Δv .

I valori considerati sono nell'intervallo tra 0V e -60V, di seguito si riportano i valori di energia persa in linea in funzione di Δv e il rapporto rispetto al valore calcolato a 0V:

dv	E	p.u.
[V]	[kWh]	-
60	1,74	1,89
50	1,48	1,62
42	1,32	1,44
40	1,28	1,40
30	1,12	1,22
20	1,01	1,10
10	0,94	1,02
0	0,92	1,00
-10	0,94	1,02
-20	1,01	1,10
-30	1,12	1,22
-40	1,28	1,40
-42	1,32	1,44
-50	1,48	1,62
-60	1,74	1,89

Figura 4-42. Valori di energia persa in linea in funzione di Δv e il rapporto in p.u. rispetto al valore calcolato a 0V

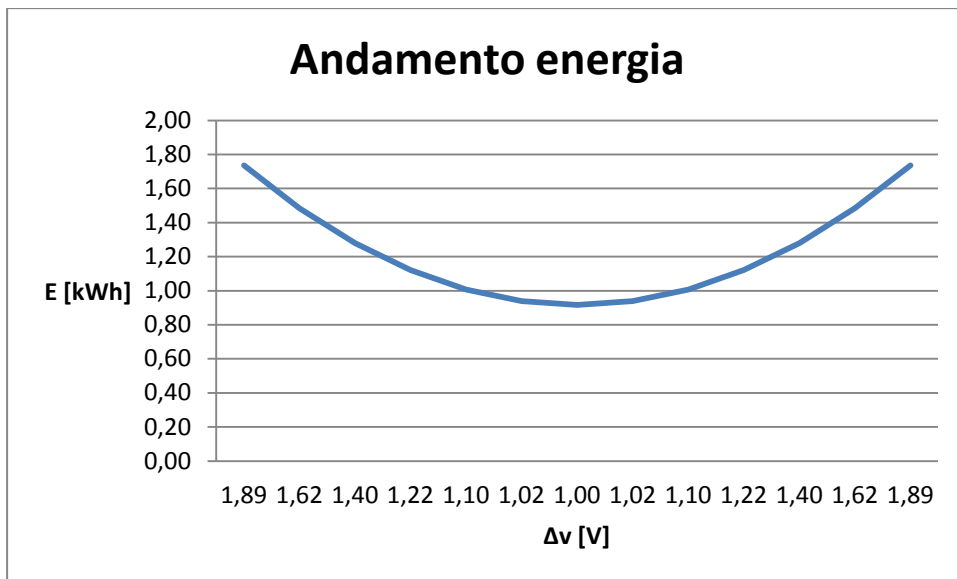


Figura 4-43. Andamento dell'energia in funzione del Δv

Dall'involuppo dei punti possiamo osservare che al variare di Δv l'energia aumenta come una parabola, in particolare il valore dell'energia persa dipende solo dal modulo di Δv .

All'aumentare del modulo di Δv si ha quindi un aumento quadratico dell'energia in particolare si può osservare che con $\Delta v=0$ l'energia persa è pari a 0.92kWh, mentre con Δv pari -42V il valore è pari a 1.32kWh il 43.4% in più rispetto all'alimentazione con $\Delta v=0$.

Di seguito si riportano i diagrammi della potenza nel tempo nel caso di $\Delta v=0$ e $\Delta v=-42$ V e il grafico 3D delle perdite in funzione dello spazio.

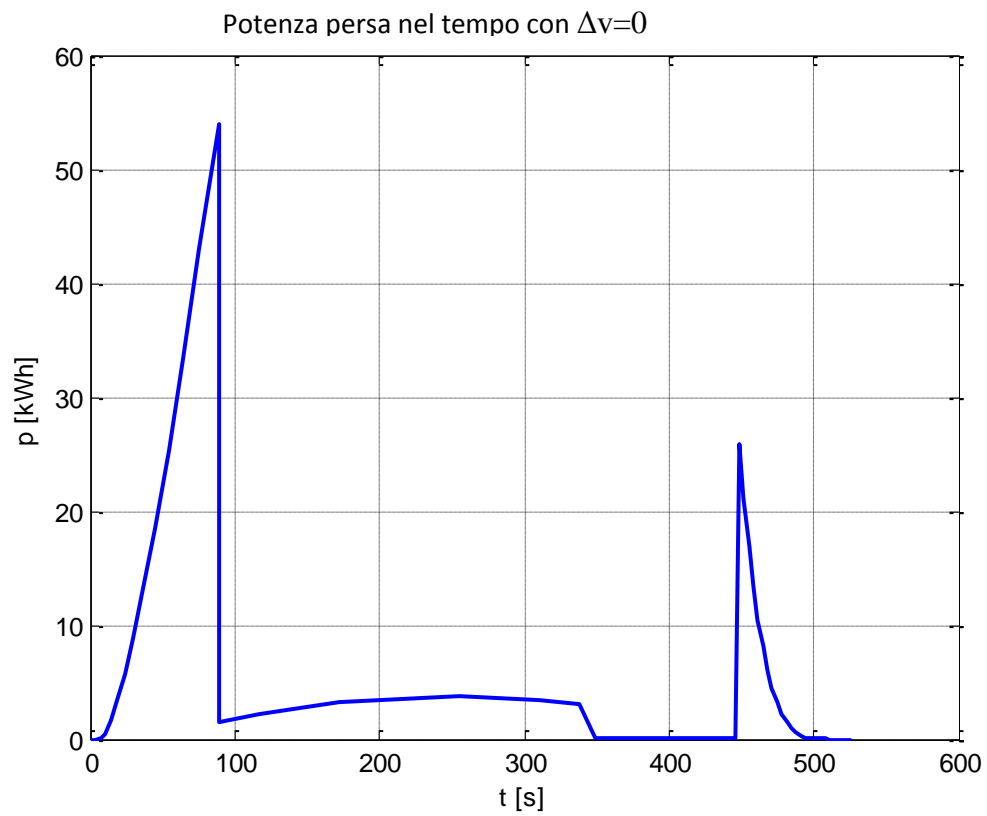


Figura 4-44. Profilo di potenza persa nel tempo con $\Delta v=0$

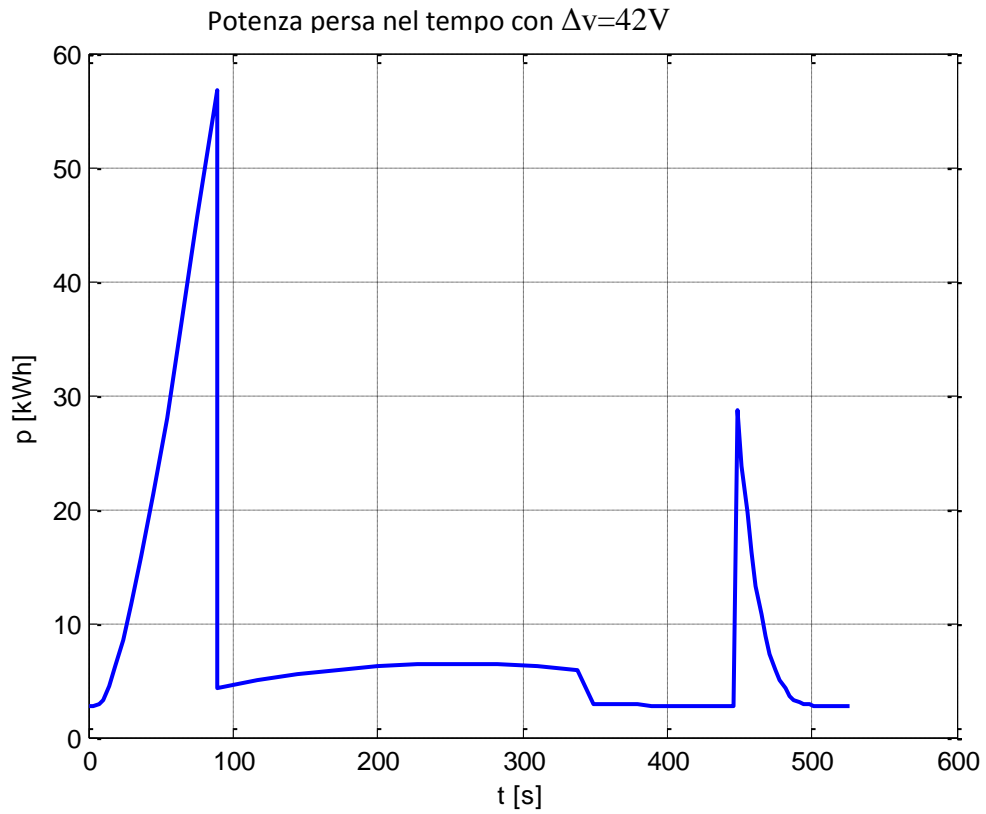


Figura 4-45. Profilo di potenza persa nel tempo con $\Delta v=\min$

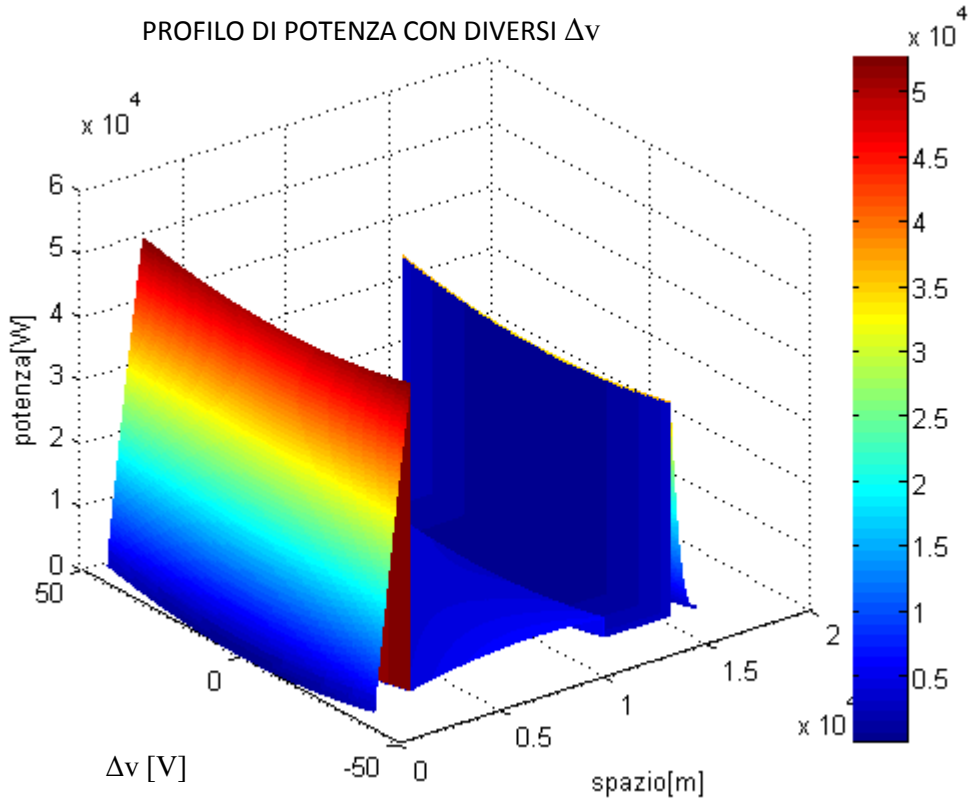


Figura 4-46. Profilo tridimensionale dell'andamento delle perdite nel tempo al variare del Δv calcolato con la funzione S

Il grafico 3D mostra che l'aumento delle perdite lungo il percorso, non aumenta in maniera smisurata, ma rimane relativamente contenuto.

I primi due grafici rappresentano le perdite in linea in funzione del tempo per questo motivo possiamo dire che l'area sottesa a tale funzione mostra l'energia persa. Si può osservare come la differenza tra i due grafici consta in una traslazione verso l'alto dovuta all'energia persa dalla corrente di circolazione. Tale corrente infatti circola da una sottostazione all'altra e genera una potenza persa costante nel tempo proporzionale al rapporto $r \cdot L$.

La differenza di potenza persa in linea con e senza Δv non è molto marcata e questo è coerente con l'aumento relativamente contenuto dell'energia complessiva consumata.

Dalla tabella possiamo infatti osservare che l'applicazione del Δv ottimo porta a un aumento dell'energia del 44%. Tale aumento non è di sicuro trascurabile tuttavia può essere giustificato per i benefici che porta in termini di ripartizione del carico.

Dalla tabella si può osservare però che con l'aumentare di Δv oltre il valore ottimo, l'energia tende ad aumentare significativamente, infatti con l'applicazione di un Δv pari a -60V, ovvero circa 15V di differenza l'energia tende ad aumentare molto, e in particolare in questo caso è l'89% in più.

Questa considerazione è molto importante, infatti la regolazione della Δv potrebbe essere eseguita non solo tramite un ponte controllato, ma anche tramite trasformatori regolabili. Tuttavia l'utilizzo di trasformatori regolabile rischia di essere penalizzante poiché non garantirebbe l'impostazione del valore ottimo. In linea di massima risulta che uno scostamento di 1V rispetto al valore ottimo, comporta un aumento dell'energia persa del 2%. Quindi la regolazione del Δv mediante l'utilizzo di ponti controllati porterebbe a una regolazione molto più precisa che eviterebbe consumi inutili che potrebbero essere troppo alti.

4.18 Considerazioni di carattere energetico sulla funzione $M(\Delta v)$

In riferimento al diagramma di trazione utilizzato in precedenza ora verranno effettuati i calcoli mediate l'utilizzo della funzione $M(\Delta v)$.

Il codice utilizzato tuttavia è stato modificato rispetto a quello utilizzato nel precedente caso. Questo è stato necessario poiché la funzione $m(x, \Delta v)$ presenta un modulo al suo interno. Per questo motivo l'utilizzo del *symbolic toolbox* rendeva lunga l'integrazione di tale funzione, rallentando notevolmente le simulazioni.

In questo caso si è preferito quindi creare una *function* di Matlab. La differenza fondamentale è che il Δv non viene più lasciato come variabile simbolica, ma viene utilizzato come variabile della *function*. Questa soluzione fornisce lo stesso risultato delle precedenti simulazioni ma il codice è molto più snello perché evita di utilizzare il *symbolic toolbox* di Matlab. Un'altra differenza si ha nella funzione per la ricerca del minimo. In questo caso abbiamo utilizzato la seguente:

```
z=fminsearch(@ottimizzazione,0,optimset('MaxIter',300))
```

La funzione *fminsearch* cerca il minimo non vincolato della funzione, partendo da un valore iniziale imposto.

In questo caso il valore imposto come partenza è 0. Questo perché nelle prime simulazioni abbiamo dimostrato che il valore di Δv ottimo in condizioni normali di funzionamento è proprio 0, quindi questo valore viene considerato come punto di partenza del processo iterativo. Il numero di iterazioni minimo è stato fissato a 300.

Di seguito riportiamo il codice utilizzato:

```
function somma=ottimizzazione(dv)

x=linspace(0,15656,1000);
r=0.041/1000;
L=max(x);

I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
for i=1:6
    I(i)=148*i;
end
```

```

for i=6:113
    I(i)=888;
end
for i=113:713
    I(i)=152;
end
for i=713:914
    I(i)=23;
end
for i=914:1000
    I(i)=-819+9.52*(i-914);
end

```

```
Ic=(dv)/(r*L);
```

```

for i=1:length(x);
    I1p(i)=Ic;
end

```

```

for i=1:length(x);
    I2p(i)=-Ic;
end

```

```
I12=I.*(L-x)/L;
```

```
I22=I.*(x)/L;
```

```
I1=I1p+I12;
```

```
I2=I2p+I22;
```

```

pp=(I11p+I12).^2+(I21p+I22).^2;

pp1=(I11p+I12).^2;

pp2=(I21p+I22).^2;

%integrale

M=0;

M1=0;

M2=0;

for i=1:length(x)

M1= M1+pp1(i);

M2=M2+pp2(i);

M=M+pp(i);

end

somma=abs(M1-M2)

```

Con il diagramma di assorbimento utilizzato in Figura 4-39, si è pervenuti a un Δv ottimo pari a -113.1V. Calcolando invece il Δv ottimo con la funzione S il valore ottimo era pari a -42V. Possiamo osservare che questo nuovo algoritmo calcola un valore di Δv che è molto più alto rispetto al caso precedente. Il problema è che un valore di Δv così alto porta a un aumento delle perdite senza dubbio molto più marcato, di seguito si rappresenta la potenza persa in funzione della posizione del treno con il Δv in questione.

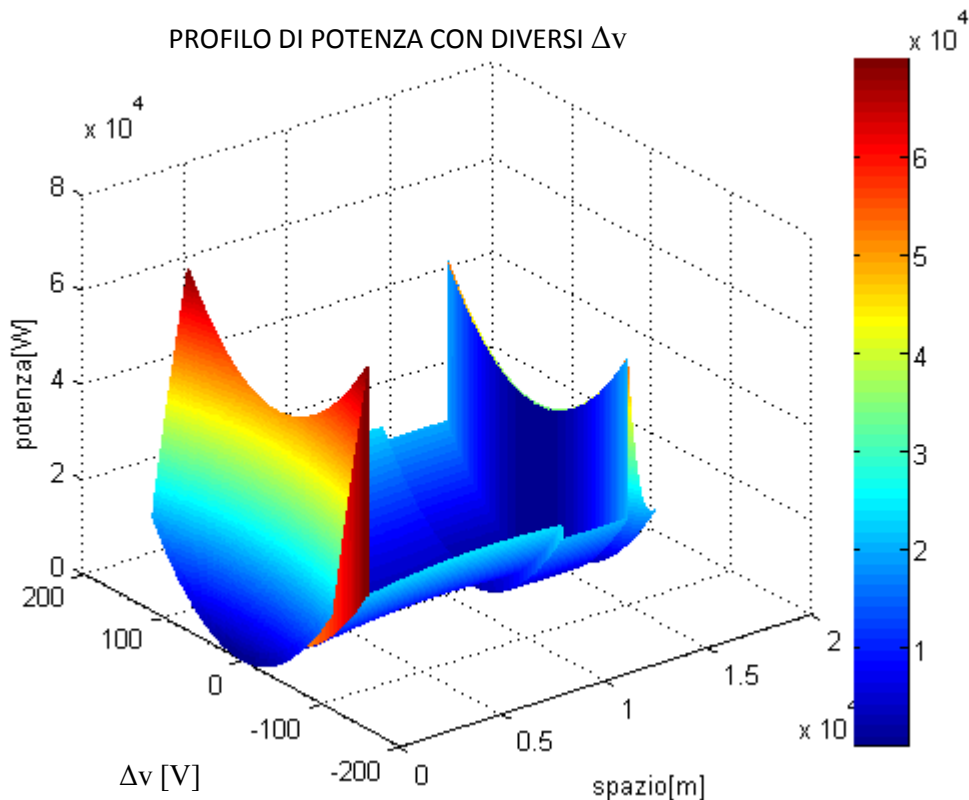


Figura 4-47. Profilo tridimensionale dell'andamento delle perdite nel tempo al variare del Δv calcolato con la funzione M

Si può osservare come la differenza in termini di potenza persa sia molto marcata, nel passaggio da $\Delta v=0V$ a $\Delta v=-113.1V$.

In termini energetici l'energia persa è 3.8kWh rispetto ai 0.92kWh che si perderebbero con $\Delta v=0$, l'energia persa in linea è quindi circa 4 volte superiore. In questo particolare caso abbiamo osservato che l'applicazione della funzione $M(\Delta v)$ porta a un marcato aumento delle perdite. A seconda delle necessità impiantistiche, l'applicazione di questo Δv può essere più o meno sensato.

4.19 Controllo con Δv variabile con la posizione del treno

Fino ad ora è stato ricercato un valore di Δv che potesse portare ad un avvicinamento dei valori efficaci delle correnti nelle due sottostazioni. Tuttavia questo valore che veniva trovato minimizzando le funzioni $S(\Delta v)$ e $M(\Delta v)$ una volta calcolato veniva mantenuto costante per tutto il tragitto del treno. Il valore del Δv teneva infatti conto dell'integrale su tutto il percorso delle diverse grandezze eliminando la dipendenza dallo spazio.

Ora invece si propone un diverso sistema di regolazione dei ponti che implica invece una variazione del valore di Δv durante il percorso, per cui anche Δv sarà funzione di x .

Nei precedenti metodi di regolazione, i valori delle correnti I_1 e I_2 non erano uguali istante per istante, ma erano uguali, o comunque simili, i valori efficaci delle stesse. In questo controllo invece cercheremo di variare nello spazio il Δv così da ottenere continuamente l'uguaglianza delle correnti. Per ogni valore di x esisterà quindi un valore di Δv da applicare al sistema.

Ovviamente questo tipo di controllo comporterebbe la necessità di una comunicazione tra le sottostazioni, poiché la regolazione dovrebbe essere eseguita *real time*. Questo elemento non è affatto da trascurare. Infatti eseguire un controllo *real time* risulta essere molto più complesso rispetto all'applicazione di un semplice Δv .

Di seguito si illustrano i passaggi necessari per la determinazione del $\Delta v(x)$.

Per far questo partiamo dalla definizione delle correnti I_1 e I_2 quando le sottostazioni sono ambedue reversibili facendo riferimento alla Figura 4-2 otteniamo:

$$I_1(x) = \frac{\Delta v(x)}{r L} + I(x) \frac{(L - x)}{L}$$

$$I_2(x) = -\frac{\Delta v(x)}{r L} + I(x) \frac{x}{L}$$

Ora si impone l'uguaglianza e si ricava $\Delta v(x)$:

$$I_1(x) = I_2(x)$$

$$\Delta v(x) = \frac{I(x)(2L - x)}{2} r = r I(x) \cdot \left[L - \frac{x}{2} \right]$$

Dalla formula possiamo osservare che al fine di determinare il valore di Δv è necessario conoscere la posizione x del convoglio, oltre che l'assorbimento dello stesso.

Queste considerazioni ci permettono di individuare un $\Delta v(x)$ variabile nello spazio. Le stesse considerazioni possono essere però compiute per trovare un andamento di Δv in funzione del tempo. Infatti come abbiamo già mostrato nel precedente paragrafo, tra lo spazio e il tempo esiste un legame univoco dato dal diagramma orario, quindi è possibile tradurre il $\Delta v(x)$ in un $\Delta v(t)$. Di seguito infatti, si riporta l'andamento della Δv in funzione del tempo.

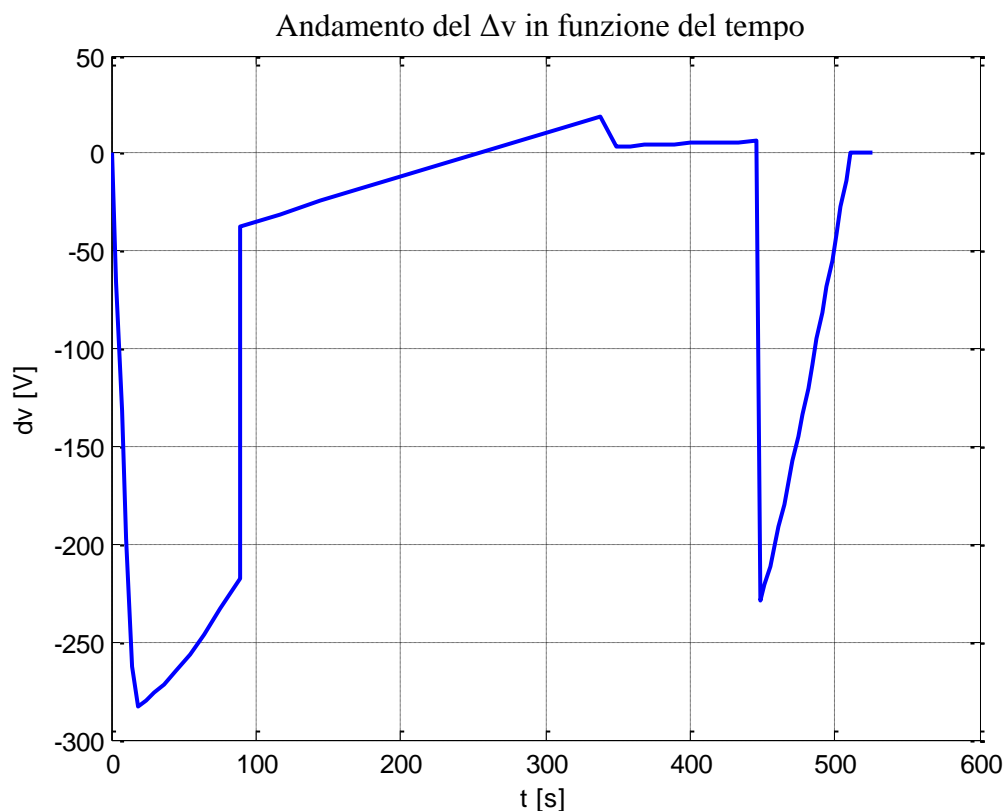


Figura 4-48. Variazione della tensione in funzione dle tempo

4.20 Considerazioni di carattere energetico

Con questo controllo si è in grado di equilibrare istante per istante il carico delle sottostazioni. Rispetto al controllo proposto nei paragrafi precedenti mediante le funzioni di *fitness*, si ottengono benefici maggiori. Infatti i valori rms risultano essere sempre uguali, poiché le due correnti I_1 e I_2 sono uguali istante per istante.

L'uguaglianza dei valori rms la si poteva ottenere anche tramite la funzione $M(\Delta v)$, applicando un valore di Δv inferiore rispetto al valore massimo che otteniamo su questo controllo. Tuttavia il beneficio più ampio lo si ottiene sul bilanciamento dei valori massimi, in questo caso infatti il valore massimo delle correnti I_1 e I_2 risulta essere lo stesso e in particolare è pari a 446 A. Con Δv nullo il valore massimo di I_1 è invece pari a 886 A, si ha quindi una notevole diminuzione dei picchi delle correnti.

Questo è un grande vantaggio rispetto alle logiche proposte in precedenza poiché questo metodo forza il valore delle correnti ad essere continuamente uguale, e non segue la logica

del partitore di corrente, portando a un notevole vantaggio sia in termini di valore rms, che in termini di valori di picco.

Un aspetto molto penalizzante è l'ampia variazione del Δv . Infatti nei casi precedenti l'uguaglianza degli rms si otteneva con la funzione $M(\Delta v)$, applicando un Δv di -113V, mentre in questo caso il Δv può oscillare fino al valore massimo di 300V.

Il Δv varia da un minimo di +3.4 V a un massimo di -300V. Applicando un Δv così alto ovviamente le perdite associate alla trasmissione aumentano notevolmente, tuttavia tale valore di Δv viene applicato per un periodo di tempo relativamente ridotto.

Ne consegue che sicuramente l'applicazione di questo sistema porterà ad un aumento dell'energia persa in linea, svolgendo i calcoli si perviene a un valore di energia persa in linea pari a 3.76kWh che è circa 4 volte l'energia persa in linea.

Questo ci porta a dire che, oltre la difficoltà di realizzazione dovuta alla necessità di comunicazione *real time* tra le sottostazioni, questa logica è dispendiosa dal punto di vista energetico, poiché per bilanciare i valori delle correnti, consente una corrente di circolazione molto elevata nel sistema, la quale causa ingenti perdite. Possiamo però notare che l'energia persa in questo caso è comunque confrontabile con l'energia persa con l'applicazione della funzione $M(\Delta v)$.

4.21 Confronto tra le diverse logiche di regolazione

Con le ultime simulazioni, sono state proposte tre diverse metodologie di regolazione e ripartizione del carico di due SSE adiacenti.

L'ultimo proposto è il controllo mediante Δv variabile nel tempo. Questa logica tra le tre è quella che da maggiori benefici sulla ripartizione del carico, infatti oltre ad ottenere l'uguaglianza tra i valori rms si ottiene una diminuzione del valore di picco delle correnti I_1 e I_2 molto marcato. Inoltre il valore massimo con questo sistema di controllo risulta essere circa la metà rispetto all'alimentazione con $\Delta v=0$.

Abbiamo poi osservato che la funzione $M(\Delta v)$ garantisce l'uguaglianza dei valori rms, e una diminuzione di ambedue i picchi di corrente, in maniera però ridotta rispetto a $\Delta v(x)$, infatti il valore massimo di I_1 dopo l'applicazione del Δv si riduce di circa 175 A mentre con il $\Delta v(x)$ la diminuzione è molto più marcata poiché il picco si riduce alla metà.

Inoltre questi due diversi approcci hanno consumi energetici molto simili tra loro, quindi sarebbe più conveniente l'utilizzo del Δv variabile. Ovviamente il Δv variabile non trova una semplice applicazione nei sistemi ferroviari. Infatti come abbiamo già fatto notare per poter utilizzare questa tecnica di controllo, è necessario che le due sottostazioni possano comunicare tra di loro così da ripartire equamente il carico. Questo problema non è affatto da sottovalutare poiché occorrerebbe implementare un sistema di comunicazione tra le SSE affidabile ed efficiente. Inoltre ci sarebbe il problema di dover variare repentinamente i valori delle due tensioni, al fine di inseguire il carico. Tutte queste considerazioni portano a dire che la regolazione di tensione nel tempo potrà trovare un'efficiente applicazione in futuro poiché nonostante le perdite siano notevolmente superiori alla trasmissione classica portano a un notevole vantaggio in termini di ripartizione del carico.

La prima soluzione proposta è invece l'applicazione della funzione $S(\Delta v)$. Questa funzione trova un interessante compromesso tra la ripartizione del carico il contenimento delle perdite, infatti mediante questa funzione si ha la possibilità di avvicinare sensibilmente i valori efficaci delle correnti applicando comunque un valore di Δv sufficientemente ridotto così da contenere le perdite.

Ovviamente alla diminuzione delle perdite si contrappone un minor avvicinamento dei valori efficaci delle correnti e un minor abbassamento dei valori di picco, in particolare il valore di picco della corrente I_1 con l'applicazione del Δv ottimo diminuisce di 66 A.

4.22 Alimentazione con una sottostazione reversibile e una a diodi

In questo paragrafo studieremo un caso più complesso, ovvero l'alimentazione del sistema ferroviario con l'ausilio di una sola sottostazione reversibile, mentre l'altra sarà considerata non reversibile, situazione che normalmente si ha con le tradizionali sottostazioni a diodi.

La SSE non reversibile viene in prima approssimazione rappresentata come un generatore costante di tensione con in serie un diodo. In questo caso il modello da considerare è non lineare per via della presenza del diodo. La sottostazione non reversibile, in quanto tale, non ha la possibilità di erogare una corrente verso la rete, in particolare in riferimento al modello sottostante la corrente I_2 non ha mai la possibilità di diventare negativa.

In prima approssimazione, possiamo rappresentare il problema come nella seguente Figura 4-49:

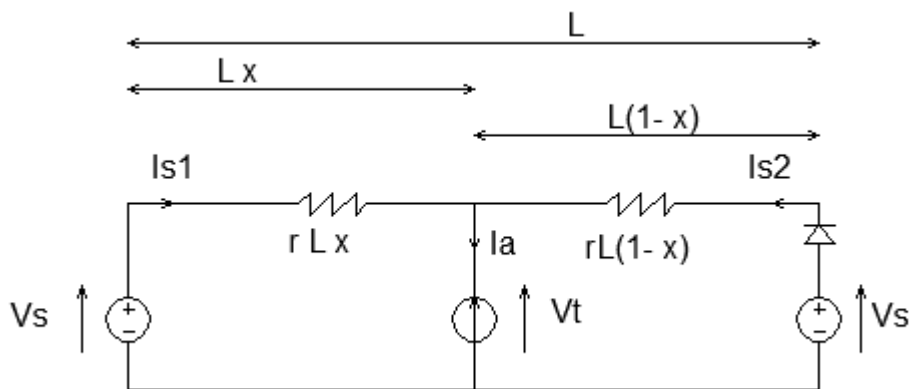


Figura 4-49. Circuito con SSE reversibile (lato sinistro) e SSE non reversibile (lato destro)

Questo aspetto è da tenere in considerazione soprattutto quando il treno è nella fase di frenatura. Infatti nei modelli precedentemente considerati quando la corrente del treno risultava essere negativa, ovvero nella fase di frenata, le correnti denominate I_1'' e I_2'' tendono a essere negative, e a seconda del valore della corrente di circolazione, anche le correnti I_1 e I_2 potevano risultare negative.

Con due sottostazioni reversibili i segni delle correnti sono di scarso interesse, infatti il flusso di potenza può essere tranquillamente invertito. La presenza di una sottostazione a diodi oltre alla non linearità introduce la necessità di stare bene attenti al segno della corrente nella SSE non reversibile.

A riguardo, vi sono due diversi elementi da tenere in considerazione per il segno delle correnti: il punto di inversione e la fase di frenatura.

In un sistema come quello in Figura 4-49, come sappiamo, le correnti sono definite dalle seguenti formule se e solo se le correnti sono positive:

$$I_0 = \frac{V_1 - V_2}{rL} = \frac{\Delta V}{rL}$$

$$I_1''(x) = I(x) \frac{L-x}{L}$$

$$I_2''(x) = I(x) \frac{x}{L}$$

$$I_1 = I_1''(x) + I_0$$

$$I_2 = I_2''(x) - I_0$$

Qualora una delle correnti fosse negativa l'alimentazione non sarebbe più bilaterale ma a sbalzo, in particolare la I_0 sarebbe ovviamente nulla e la corrente nella SSE reversibile sarebbe uguale a quella assorbita dal treno. In particolare nel nostro caso abbiamo considerato la SSE2 non reversibile, di conseguenza qualora la corrente I_2 fosse negativa le correnti sarebbero date dalle seguenti formule:

$$I_1(x) = I(x)$$

$$I_2(x) = 0$$

La soluzione del circuito sarà una combinazione delle due soluzioni che verrà eseguita tramite calcolatore.

Ora ci preoccupiamo di esplicitare i vincoli sulla corrente I_2 che ci permetteranno di effettuare diverse considerazioni sul segno della corrente.

In particolare per la corrente I_2 , ovvero quella erogata dalla sottostazione a diodi, vale il seguente vincolo:

$$I_2 \geq 0$$

$$I_2''(x) \geq I_0$$

$$\frac{x}{L} I(x) \geq I_0$$

Ne consegue il valore di x_0 limite che identifica il punto di inversione:

$$x_0 = \frac{LI_0}{I(x)} = \frac{\Delta v}{rI(x)}$$

Se la $I(x)$ fosse considerata costante, indipendente dallo spazio, il valore x_0 sarebbe univoco, e per ogni valore di x compresa tra 0 e x_0 , l'alimentazione dovrebbe essere effettuata a sbalzo escludendo la SSE2 poiché altrimenti la corrente I_2 sarebbe negativa.

Tuttavia la corrente che dobbiamo considerare è funzione dello spazio di conseguenza man mano che il treno effettua la sua corsa il punto di inversione cambia continuamente, il che significa che i punti di inversione possono essere più di uno posizionati lungo tutta la linea a seconda di come è fatta la $I(x)$.

Questa complicazione risulta fondamentale soprattutto in questa applicazione.

Infatti nei normali sistemi ferroviari costituiti da ponti a diodi, sovente capita che le tensioni non siano perfettamente uguali, ma che si scostino l'una dall'altra di qualche volt. Questo può portare nelle fasi di accelerazione a un valore di x_0 nell'ordine di qualche decina di metri che devono essere coperti a sbalzo, per esempio considerando la resistenza di linea pari a $0.041\Omega/\text{km}$, e una corrente di 800 A, per ogni volt si ottiene un aumento di x_0 di 30m. Il punto di inversione così calcolato non porta normalmente a gravi problemi, infatti la distanza da coprire a sbalzo risulta ridotta, e comunque anche se l'alimentazione fosse bilaterale il valore di corrente non sarebbe molto diverso poiché la SSE2 essendo più lontana erogherebbe una corrente comunque debole. Tuttavia nelle nostre applicazioni il valore di Δv è ben superiore a qualche volt, e in riferimento al caso precedentemente analizzato può essere pari a 42V, il che si traduce in valori di x_0 decisamente superiori, al punto che l'alimentazione potrebbe divenire a sbalzo per tratti di percorso molto lunghi.

Di seguito vengono proposte delle simulazioni atte a capire l'andamento delle correnti nelle due sottostazioni, l'influenza del punto di inversione e il recupero dell'energia in frenatura.

4.23 Considerazioni preliminari: alimentazione con binario pari

Sempre in riferimento all'assorbimento di corrente utilizzato per le sottostazione reversibili del capitolo 4.20, è stato implementato un codice che permette di calcolare le correnti I_1 e I_2 , considerando la non reversibilità della SSE2. In questo caso considereremo il treno transitante sul binario pari, cioè, il treno parte dalla SSE1 e frena nella SSE2. Le sottostazioni sono considerate adiacenti, non vi sono quindi delle stazione interposte tra le SSE. Il codice è il seguente:

```
clc  
  
clear all  
  
close all  
  
  
x=linspace(0,15656,1000);  
  
r=0.041/1000;  
  
L=max(x);
```

```

I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
for i=1:6
    I(i)=148*i;
end
for i=6:113
    I(i)=888;
end
for i=113:713
    I(i)=152;
end
for i=713:914
    I(i)=23;
end
for i=914:1000
    I(i)=-819+9.52*(i-914);
end

dv=42
x0=dv./(r*I);
for i=1:length(x);
    if x(i)<x0(i);
        k(i)=1; %sono nel punto di inversione
    else k(i)=0;%non sono nel punto di inversione
    end;
end;

I11b=(dv)/(r*L);

```

```

I21b=- (dv) / (r*L);

I12b=I.* (x) /L;

I22b=I.* (L-x) /L;

I1b=I11b+I12b;

I2b=I21b+I22b;

I11s=zeros (1,1000);

I21s=zeros (1,1000);

I12s=I;

I22s=zeros (1,1000);

I1s=I11s+I12s;

I2s=I21s+I22s;

for i=1:length(x);

    if I2b(i)<0;

        I1(i)=I1s(i);

        I2(i)=I2s(i);

    else

        I1(i)=I1b(i);

        I2(i)=I2b(i);

    end

end

end

```

Il codice per poter calcolare il valore delle correnti necessita l'imposizione di un Δv al fine di calcolare i punti di inversione. Il codice tiene conto della presenza del diodo e calcola le correnti evitando che la I_2 divenga negativa.

In questo caso a titolo di esempio abbiamo impostato $\Delta v=42V$. Questo valore è quello calcolato mediante la funzione $S(x)$, nel caso con due sottostazioni reversibili. Ovviamente questo valore non è più il valore di ottimo della nostra funzione poiché è cambiata la ripartizione delle correnti. Tuttavia in prima approssimazione possiamo impostare questo

valore poiché ci aspettiamo che il valore ottimo sia comunque dello stesso ordine di grandezza, quindi questo valore va bene per effettuare le considerazioni preliminari che faremo di seguito. Il calcolo dell'ottimo verrà eseguito più avanti perché necessita di qualche considerazione in più.

Di seguito si riportano i risultati ottenuti graficamente che mettono in mostra la ripartizione delle correnti con due sottostazioni reversibili (I_{1b} e I_{2b}), e con una sottostazioni non reversibile (I_1 e I_2), per effettuare il calcolo è stato considerato un Δv pari a 42V.

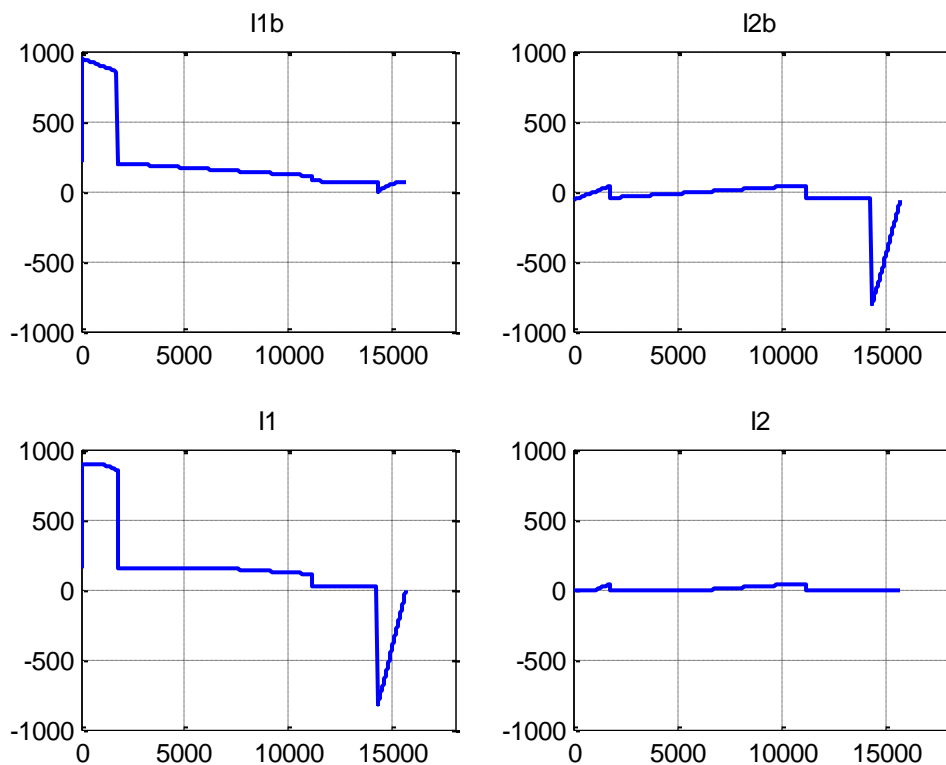


Figura 4-50. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di alimentazione da binario pari

Nelle due immagini in alto si può osservare come nella fase di accelerazione la quasi totalità della corrente venga fornita dalla SSE1, e che, come per via della corrente di circolazione la corrente I_{2b} sia negativa nel primo tratto. Discorso opposto avviene per il picco di frenata che viene totalmente assorbito dalla SSE2 poiché è la più vicina.

Nelle immagini in basso invece la situazione cambia fortemente soprattutto per la corrente I_2 . Infatti possiamo osservare come la corrente I_2 sia diversa da zero solo in pochi tratti.

Questa è la conseguenza del valore di Δv troppo elevato che porta ad avere frequenti punti di inversione. Di seguito si riporta un indice rappresentativo del punto di inversione, tale indice vale 1 quando il treno si trova all'interno del punto di inversione e 0 viceversa.

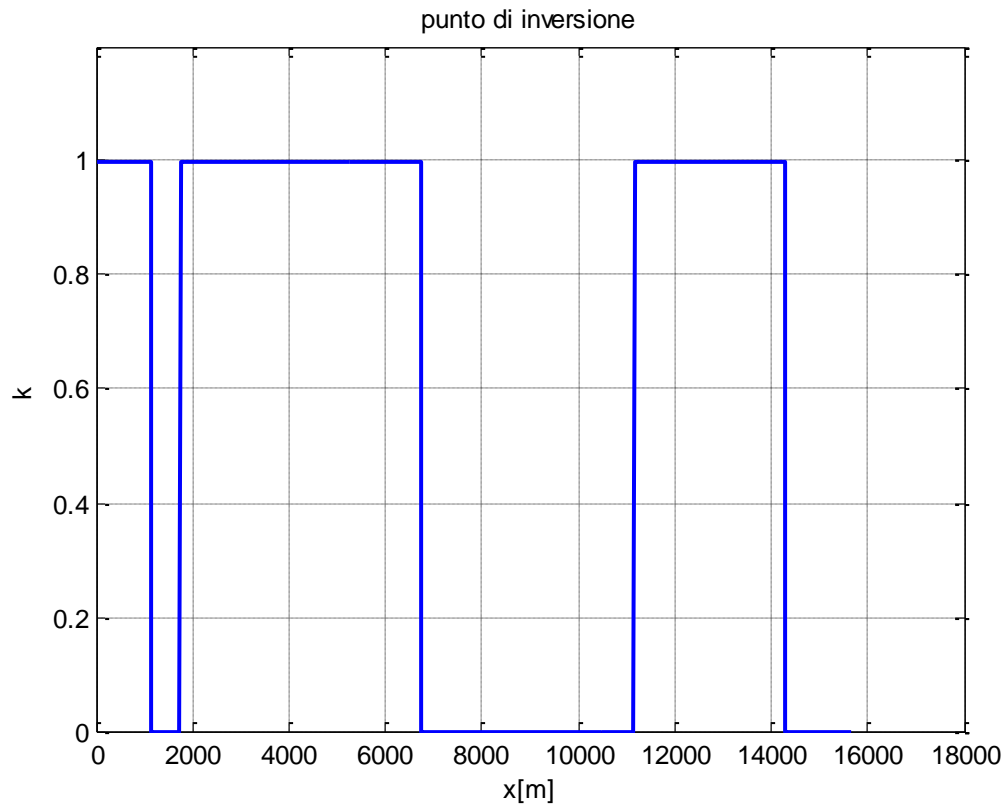


Figura 4-51. Andamento dei punti di inversione

Possiamo osservare che per la quasi totalità del tracciato il treno si trova all'interno del punto di inversione, ne consegue che il treno viene alimentato a sbalzo per la maggior parte del tragitto.

A titolo di esempio si riporta lo stesso caso con un valore di Δv ridotto a 10 V.

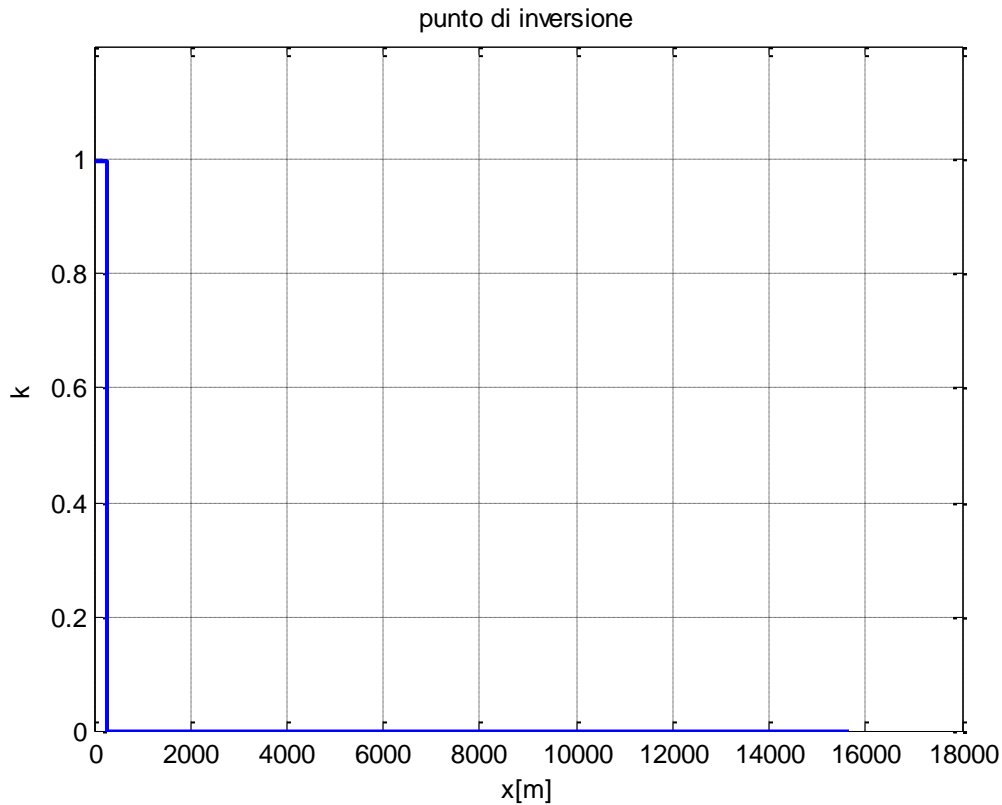


Figura 4-52. Andamento dei punti di inversione nel caso di $\Delta v=10V$

Possiamo osservare come in questo caso il punto di inversione sia solo all'inizio del percorso, mentre per la maggior parte l'alimentazione è bilaterale.

In questi esempi abbiamo considerato un Δv positivo, questo implica che la corrente di circolazione sia uscente da SSE1 e entrante in SSE2. Questa situazione è intrinsecamente sfavorevole, perché porta a un abbassamento della corrente I_{2b} , che diventa più facilmente negativa.

Nelle simulazioni dei paragrafi 4.11 e 4.12 inoltre abbiamo potuto osservare che con i profili considerati, e il treno che si muove dalla SSE1 a SSE2 il Δv ottimo risulta essere sempre negativo. Questa situazione risulta essere di vantaggio poiché con Δv negativi la corrente di circolazione risulta uscente da SSE2 e aiuta a non avere valori di I_{2b} negativi.

I risultati della simulazione con $\Delta v = -42V$ sono riportati in seguito:

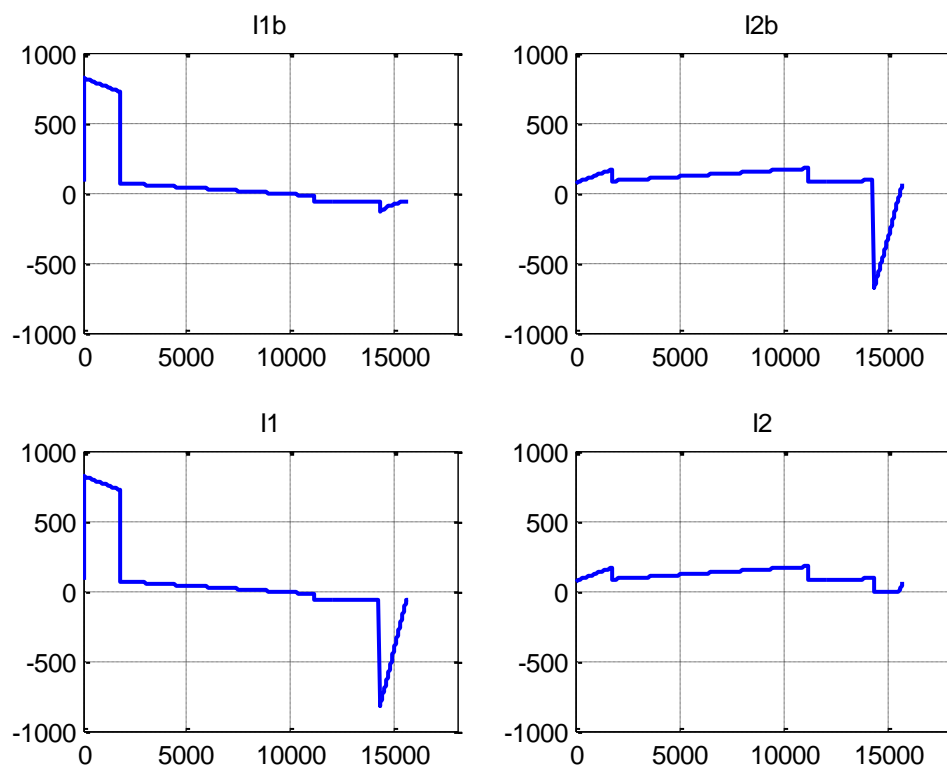


Figura 4-53. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di $\Delta v = -42V$

Si può osservare che in questo caso gli andamenti di I_{1b} , I_1 , I_{2b} e I_2 corrispondono perfettamente al di fuori della fase di frenatura, questo significa che l'aver introdotto una corrente di circolazione uscente da SSE2 (non reversibile) ha alzato i valori di I_{2b} al punto che la corrente non divenisse quasi mai negativa e quindi non vi è punto di inversione come mostrato nel seguente grafico:

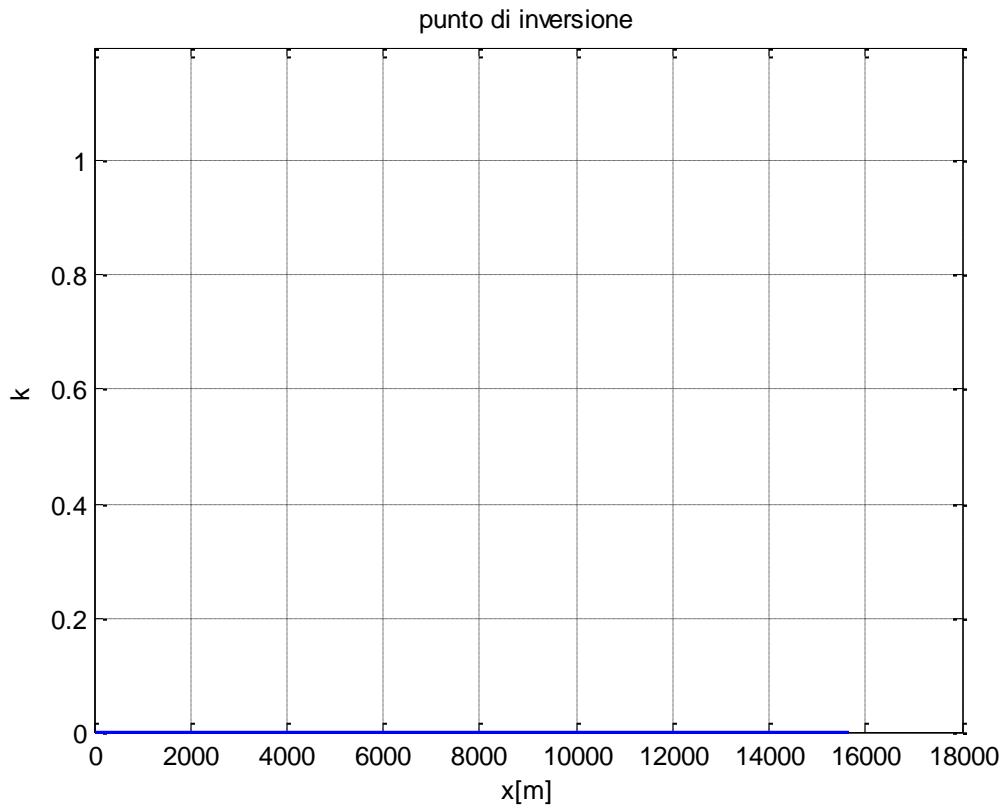


Figura 4-54. Andamento dei punti di inversione con $\Delta v = -42V$

Questa osservazione è molto importante poiché ci permette di capire che in generale al fine di ottenere una buona alimentazione del sistema la sottostazione reversibile deve essere a tensione minore così che la corrente di circolazione sia uscente dalla sottostazione non reversibile. Questo risultato è inoltre coerente con il del Δv ottimo che risulta essere sempre negativo quando il treno va dalla SSE1 alla SSE2.

L'unica differenza che si ottiene in questo caso è che il treno si trova a frenare nella sottostazione non reversibile, di conseguenza il picco deve essere recuperato dalla SSE1 che però è a distanza maggiore; più avanti analizzeremo le conseguenze energetiche di questa situazione.

Possiamo quindi dire che con il treno che parte dalla sottostazione reversibile è possibile determinare il valore di Δv ottimo che equilibra le correnti, senza sconvolgere l'alimentazione del treno che rimane comunque per lo più bilaterale, contenendo le perdite.

4.24 Considerazioni preliminari: alimentazione con binario dispari

Di seguito si riportano le stesse simulazioni con il treno transitante dalla sottostazione SSE2 a SSE1, quindi consideriamo il binario dispari.

Il diagramma di assorbimento utilizzato è lo stesso del precedente caso. Il codice è analogo, tuttavia occorre tenere in considerazione che la variabile x vale 0 nella SSE2 e che la ripartizione delle correnti è quindi diversa. Questo ha effetti sul punto di inversione della corrente che deve essere calcolato in modo leggermente diverso.

Il vincolo da considerare risulta il medesimo

$$I_2 \geq 0$$

$$I_2'(x) \geq I_0$$

Tuttavia occorre considerare che il valore di corrente I_2'' è diverso, per cui si ottiene:

$$\frac{L-x}{L} I(x) \geq I_0$$

$$x_0 = \frac{I(x) L - I_0 L}{I(x)} = L - \frac{\Delta v}{r I(x)}$$

Il codice di calcolo con le opportune modifiche è illustrato di seguito:

```

dv=-42
x0=(-dv./(r*I))+L;
for i=1:length(x);
    if x(i)>x0(i);
        k(i)=1; %sono nel punto di inversione
    else k(i)=0;%non sono di inversione
    end;
end;

```

```

I11b=(dv)/(r*L);
I21b=-(dv)/(r*L);
I12b=I.*(x)/L;
I22b=I.*(L-x)/L;
I1b=I11b+I12b;
I2b=I21b+I22b;

I11s=zeros(1,1000);
I21s=zeros(1,1000);
I12s=I;
I22s=zeros(1,1000);
I1s=I11s+I12s;
I2s=I21s+I22s;

for i=1:length(x);
    if I2b(i)<0;
        I1(i)=I1s(i);
        I2(i)=I2s(i);
    else
        I1(i)=I1b(i);
        I2(i)=I2b(i);
    end
end
end

```

Per effettuare delle considerazioni preliminari si considera un Δv negativo pari a $-42V$, questo valore non è il valore ottimo, ma le considerazioni che trarremo saranno comunque generali. Per le considerazioni sul Δv ottimo si rimanda ai paragrafi 4.26 e 4.27. Di seguito

si riportano gli andamenti delle correnti, con e senza stazione a diodi e Δv pari a $-42V$:

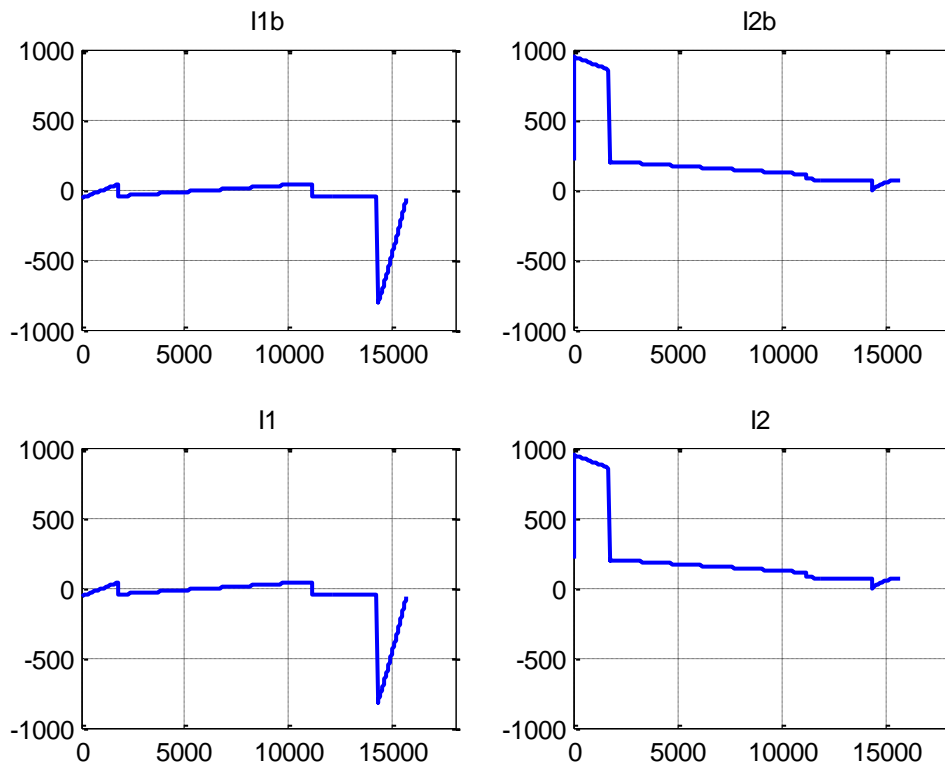


Figura 4-55. . Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso di alimentazione da binario dispari

Come possiamo vedere le correnti non sono molto differenti, quindi l'utilizzo di un Δv negativo consente un'ottima alimentazione del treno anche sul binario dispari. La differenza più marcata rispetto al caso con binario pari è che il recupero della frenata avviene nella sottostazione più vicina e questa condizione coincide con la normale ripartizione delle correnti (cioè con sottostazioni reversibili), cosa che non avveniva nel binario pari, in cui il recupero della frenata avveniva nella sottostazione più lontana (dato che il treno frenava nella SSE2 non reversibile). Questo è un grande vantaggio rispetto al caso precedente, infatti ora il picco viene recuperato nella stazione più vicina, cosa che sarebbe avvenuta anche senza la sottostazione a diodi.

Tutte queste considerazioni ci fanno notare che l'alimentazione del sistema è molto dissimmetrica, il treno che frena nella sottostazione a diodi risulta più penalizzato soprattutto nella fase di frenatura, al punto che potrebbe essere conveniente non recuperare

questa energia e dissiparla a bordo per evitare di percorrere distanze troppo elevate con una conseguente variazione della tensione molto ampia.

Inoltre occorre un'altra considerazione, nelle simulazioni precedenti, avevamo dimostrato che quando il treno transitava sul binario dispari il valore di Δv ottimo era positivo e uguale in modulo per ragioni di simmetria. In queste prime considerazioni abbiamo quindi impostato come modulo di Δv 42V.

Questo valore utilizzato non è il valore di ottimo, infatti il vero valore lo calcoleremo nel paragrafo 4.26, tuttavia per quanto detto nei paragrafi 4.11 e 4.12 possiamo essere sicuri che il valore di ottimo nel caso di alimentazione del binario dispari sarà positivo e non negativo quindi le considerazioni con Δv pari a 42V saranno comunque valide e chiarificanti.

La condizione di Δv positivo in questo caso non è a favore della sottostazione a diodi, in quanto la corrente di circolazione è entrante e non uscente, il che comporta un abbassamento dei valori di corrente che favoriscono valori negativi di I_2 . Ci aspettiamo quindi che l'applicazione di un Δv positivo porti a una peggiore ripartizione delle correnti portando la SSE2 a lavorare meno portando così a un ulteriore aumento delle perdite conseguenza dell'alimentazione a sbalzo.

Di seguito si riportano gli andamenti delle correnti con Δv positivo pari a 42V:

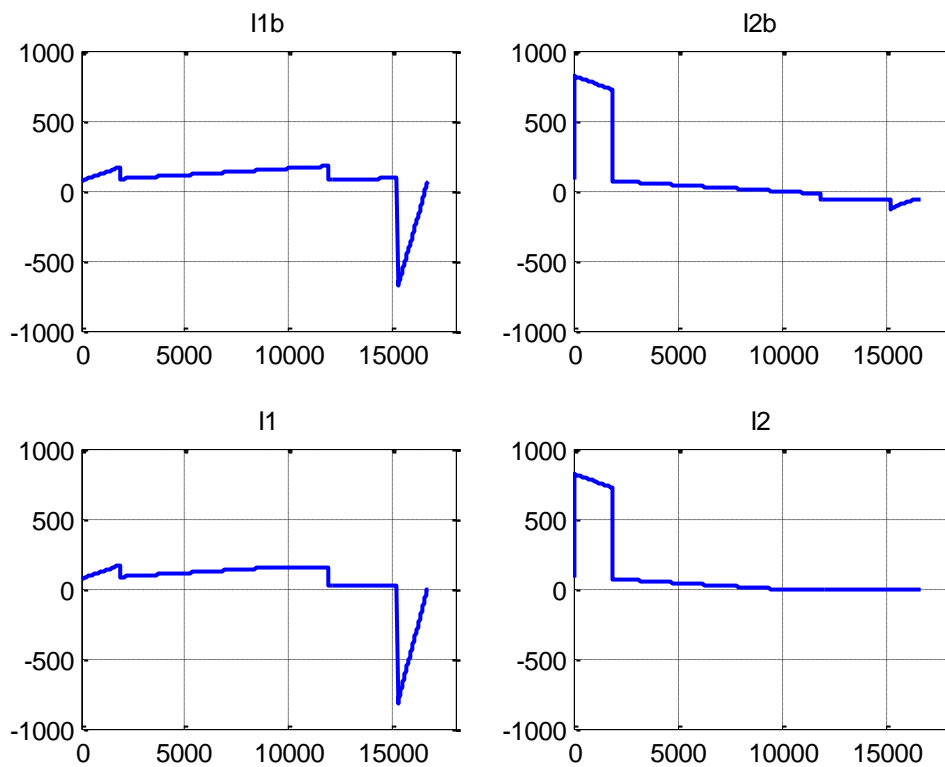


Figura 4-56. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) nel caso $\Delta v = 42V$

Come si può osservare la corrente I_{2b} è negativa per quasi la metà del tracciato, il che comporta che la parte finale del percorso deve essere alimentata a sbalzo dalla SSE1.

Occorre considerare che la corrente I utilizzata nella fase di *coasting* presenta valori di assorbimento un po' bassi, perché non abbiamo tenuto conto della corrente assorbita dagli ausiliari. Aumentando i valori di assorbimento la situazione tende infatti a migliorare diminuendo i tratti di alimentazione a sbalzo. A titolo di esempio si esegue la simulazione con valori di assorbimento più alti nella fase di *coasting*:

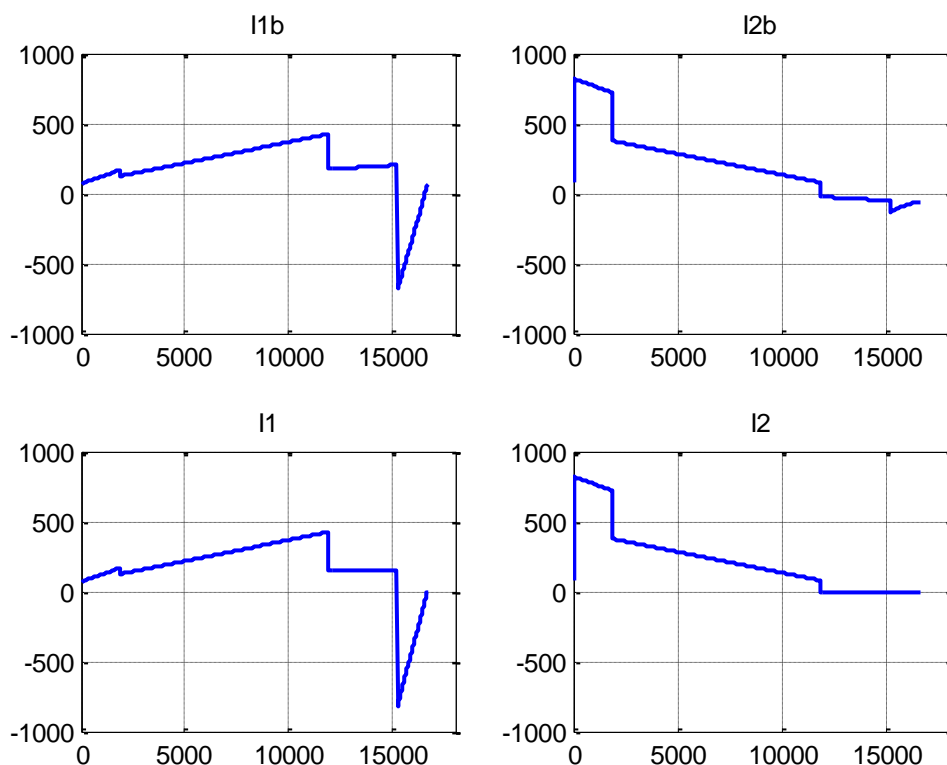


Figura 4-57. Andamento delle correnti con due SSE reversibili (in alto) e andamento delle correnti con la SSE2 non reversibile (in basso) con differente profilo di assorbimento

Il punto di inversione risulta più corto, e lo si può osservare anche dai due grafici sottostanti, che rappresentano il punto di inversione, nel caso base (Figura 4-58) e con assorbimenti aumentati (Figura 4-59). Si può osservare come nella seconda Figura 4-59 il tratto di valore 1 (indice del punto di inversione) sia più ridotto. Inoltre bisogna tenere in considerazione che gli ultimi tratti sono da considerarsi comunque alimentati a sbalzo per via della frenatura elettrica.

Queste considerazioni ci portano a capire che il diagramma di assorbimento risulta essere determinante, al fine di calcolare il punto di inversione. Tuttavia in entrambi i casi, la SSE2

risulta essere disalimentata per un tratto relativamente lungo, il che porta a un aumento delle perdite per via dell'alimentazione a sbalzo.

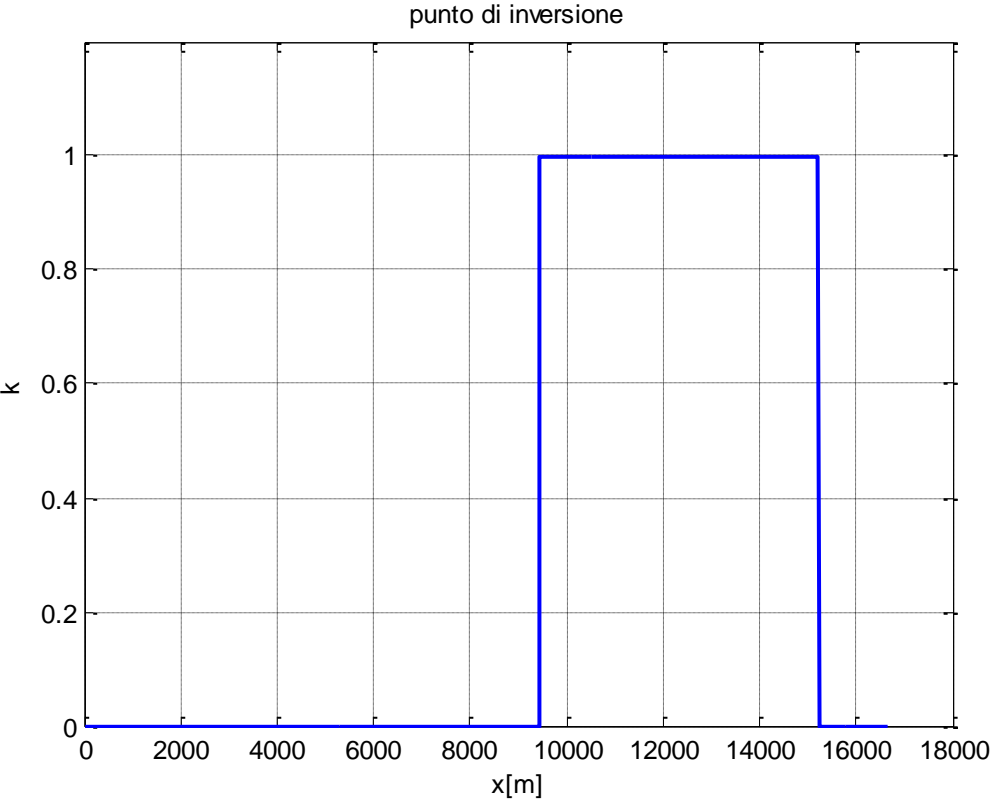


Figura 4-58. Andameto dei punti di inversione con alimentazione del binario dispari

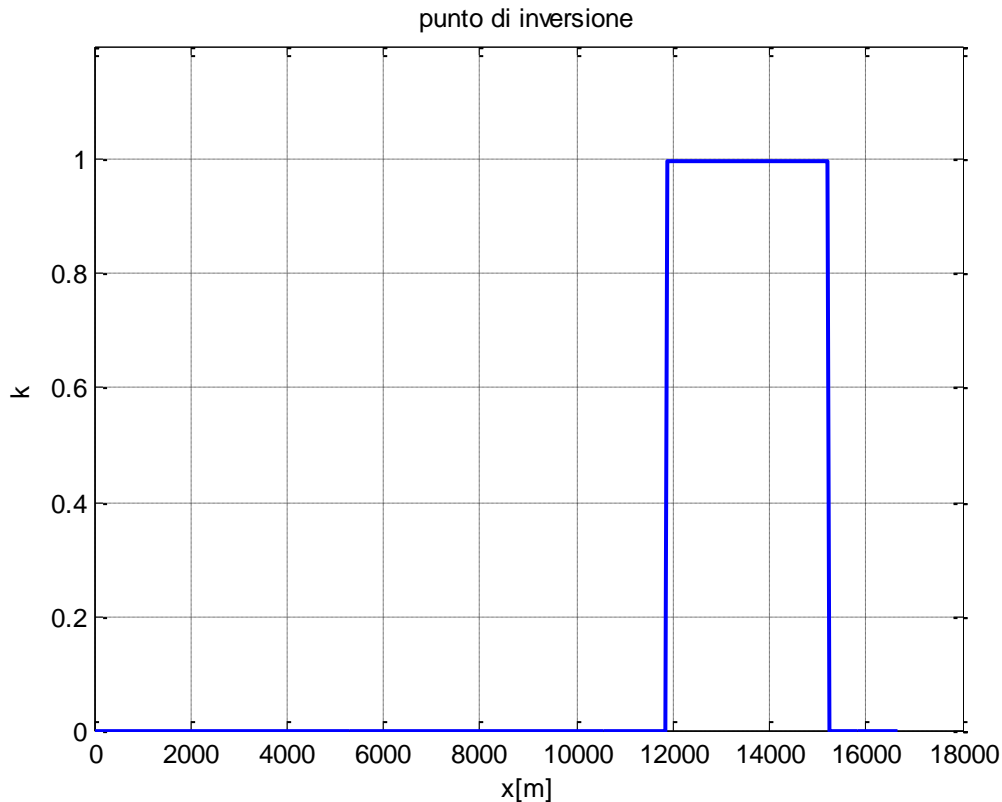


Figura 4-59. Andameto dei punti di inversione con diverso profilo di assorbimento

Con questa simulazione ci possiamo rendere conto che l'alimentazione del binario dispari risulta intrinsecamente migliore rispetto all'alimentazione del binario pari, perché l'alimentazione rimane più fedele alla circolazione naturale che si otterrebbe con due sottostazioni reversibili. Questo è dovuto al fatto che il treno si trova a frenare nella sottostazione reversibile che ha la possibilità di assorbire tale corrente negativa.

Ad ogni modo l'alimentazione del binario dispari crea problemi per quanto riguarda la ripartizione delle correnti, perché l'applicazione di un Δv positivo implica un peggioramento dell'alimentazione, portando allo spegnimento della SSE2. Fino ad ora abbiamo considerato un Δv positivo pari a 42V.

Questa è un'approssimazione preliminare molto marcata, infatti nel paragrafo 4.15 abbiamo potuto osservare che il valore ottimo nel binario pari e dispari era uguale in modulo e differente il segno. Questo era vero per la simmetrica circuitale, legata alla reversibilità di ambedue le sottostazioni, in questo caso però l'alimentazione nei due casi è fortemente dissimmetrica quindi ci aspettiamo che il valore in modulo nei due casi sia

molto diverso. In particolare ci accorgeremo che il Δv ottimo con il binario dispari sarà positivo è molto più alto di 42V e risulterà penalizzare fortemente la sottostazione a diodi. Queste considerazioni sono illustrate nel paragrafo 4.26.

4.25 Calcolo del Δv ottimo con sottostazione a diodi

Nei precedenti paragrafi non abbiamo calcolato il valore di Δv nei casi in cui era presente la sottostazione a diodi. Questo perché il calcolo del Δv risulta essere leggermente diverso rispetto al caso con due sottostazioni reversibili illustrato nel paragrafo 4.11.

Per calcolare il Δv ottimo oltre alle funzioni di fitness, che anche in questo caso saranno le funzioni $M(\Delta v)$ e $S(\Delta v)$, è necessario poter calcolare i valori di I_1 e I_2 , cioè le correnti nelle due sottostazioni. Con due sottostazioni reversibili veniva utilizzato *symbolic toolbox* in cui la variabile Δv veniva lasciata incognita e simbolica. Siccome il problema era però lineare era possibile calcolare in modo simbolico le variabili I_1 e I_2 , e poi procedere alla minimizzazione mediante le funzioni di fitness.

Ora però il problema è non lineare, poiché il ponte a diodi impone che la corrente I_2 non debba mai essere negativa. Ne consegue che non è possibile impostare una formula che calcoli direttamente i valori delle due correnti, poiché infatti il loro andamento dipende dal punto di inversione. Il punto di inversione però a sua volta dipende dal Δv , ne consegue che il problema non è risolubile, poiché non è possibile tramite il *symbolic toolbox* calcolare le correnti I_1 e I_2 . Al fine di poter risolvere questo problema di ottimizzazione è necessario quindi utilizzare una *function* di Matlab. Così facendo non si utilizza più il *symbolic toolbox* ma si lascia il Δv come variabile della *function*. In questo modo richiamando la *function* tramite la funzione `fminsearch`, è possibile calcolare iterativamente il valore di Δv ottimo, senza incorrere nel problema di dover determinare a priori i punti di inversione.

Si riporta di seguito il codice utilizzato per la minimizzazione della funzione:

```
function somma=SOMMA_DIODI_PARI(dv)
x=linspace(0,15656,1000);
r=0.041/1000;
```

```

L=max(x);

I=zeros(1,1000);%definisco la corrente I
for i=1:6
    I(i)=148*i;
end
for i=6:113
    I(i)=888;
end
for i=113:713
    I(i)=152;
end
for i=713:914
    I(i)=23;
end
for i=914:1000
    I(i)=-819+9.52*(i-914);
end

x0=dv./(r*I);
for i=1:length(x);
    if x(i)<x0(i);
        k(i)=1; %sono nel punto di inversione
    else k(i)=0;%non sono nel punto di inversione
    end;
end;

```

```

I11b=(dv)/(r*L);
I21b=- (dv)/(r*L);
I12b=I.*(L-x)/L;
I22b=I.*(x)/L;
I1b=I11b+I12b;
I2b=I21b+I22b;

I11s=zeros(1,1000);
I21s=zeros(1,1000);
I12s=I;
I22s=zeros(1,1000);
I1s=I11s+I12s;
I2s=I21s+I22s;

for i=1:length(x);
    if I2b(i)<0;
        I1(i)=I1s(i);
        I2(i)=I2s(i);
    else
        I1(i)=I1b(i);
        I2(i)=I2b(i);
    end
end

pp1=(I1).^2;
pp2=(I2).^2;

%integrale
S1=0;
S2=0;

```

```

for i=1:length(x)
S1=S1+pp1(i);
S2=S2+pp2(i);
end

somma=abs(S1-S2)

```

la function viene richiamata tramite il seguente codice:

```
z=fminsearch(@somma _DIODI_PARI,0,optimset('MaxIter',300))
```

In cui 0 è il punto iniziale e 300 è il numero minimo di iterazioni che il programma esegue per la determinazione del minimo.

4.26 Calcolo del Δv ottimo: alimentazione binario dispari

Di seguito implementeremo il codice appena illustrato per il calcolo del Δv ottimo nell'alimentazione del binario dispari.

Nei paragrafi 4.23 e 4.24 abbiamo ampiamente spiegato che l'alimentazione del binario dispari, nonostante sia migliore poiché la frenatura avviene nella sottostazione reversibile, ha una criticità per quanto riguarda la ripartizione del carico.

In particolare abbiamo visto che l'applicazione di un Δv ottimo positivo porta gradualmente allo spegnimento della SSE2 portando la quasi totalità dell'alimentazione a sbalzo.

Di seguito calcoliamo con le due diverse funzioni di fitness il valore del Δv ottimo e discuteremo questi risultati alla luce delle considerazioni svolte nei paragrafi 4.23 e 4.24.

I valori di Δv calcolati con $S(\Delta v)$ e $M(\Delta v)$ sono rispettivamente 250V e 139.5V.

Questi valori si discostano molto dal valore di ottimo calcolato con due sottostazioni reversibili, infatti in quel caso il valore si assestava a 42V.

Questo ci porta rapidamente a capire che se già con l'applicazione di 42V la SSE2 rimaneva spenta per gran parte del percorso, l'applicazione di questi due Δv può solo peggiorare la situazione.

A conferma si riportano gli andamenti delle correnti con l'applicazione del Δv pari a 250V:

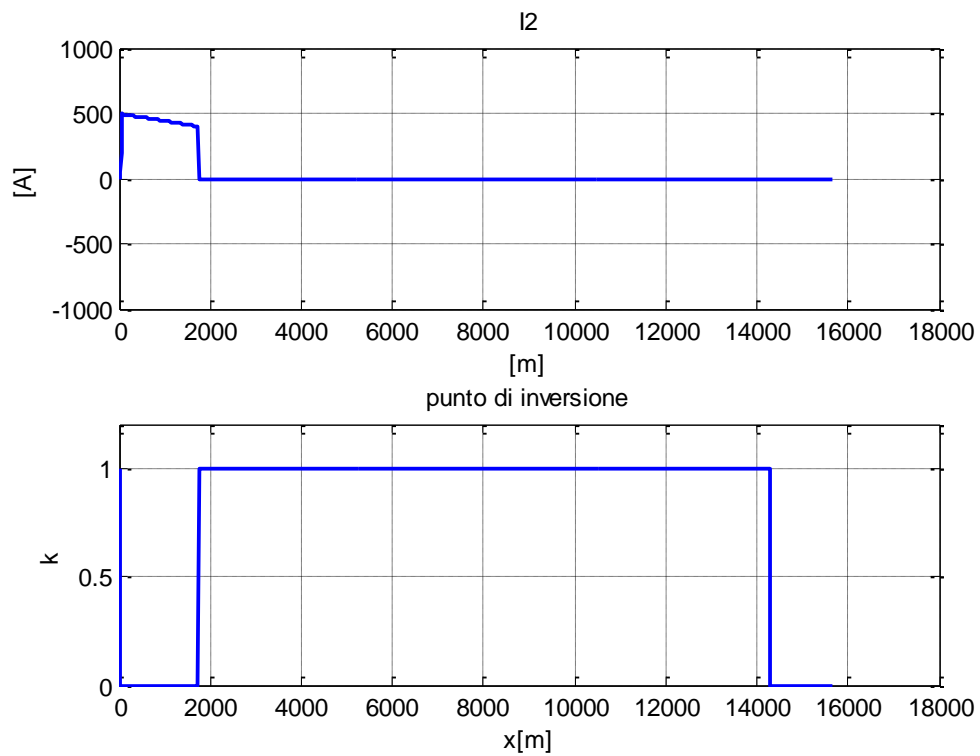


Figura 4-60. Andamento della corrente I2(in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari al minimo calcolato con la funzione S con alimentazione del binario dispari

E con l'applicazione di Δv pari a 139.5 V:

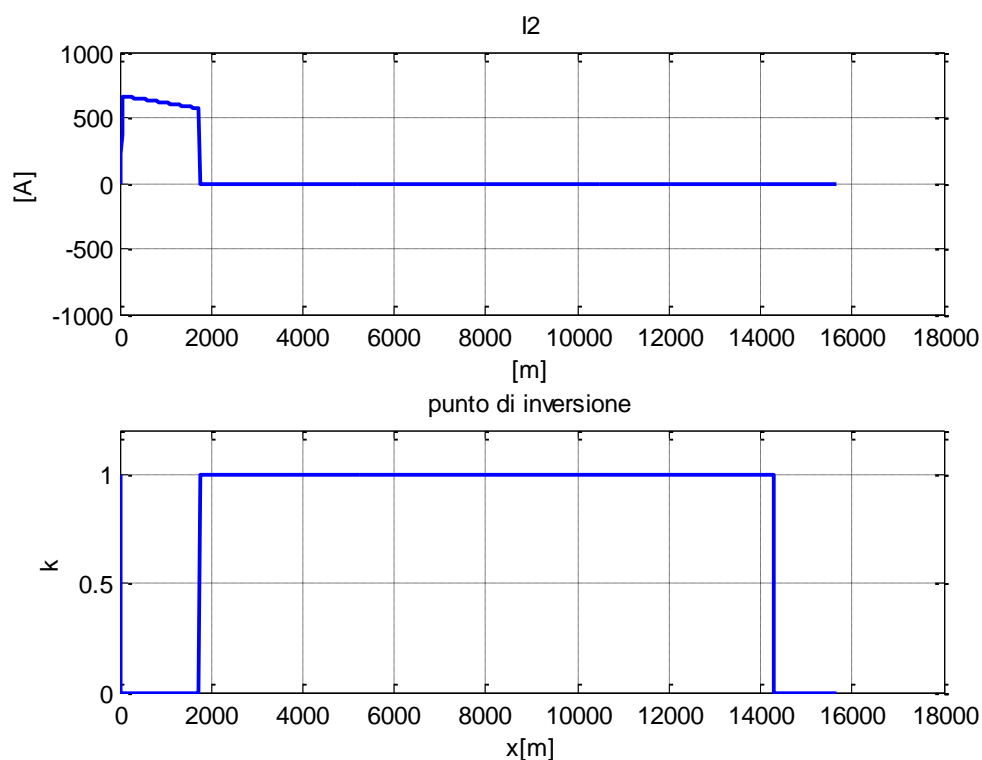


Figura 4-61. Andamento della corrente I2(in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari al minimo calcolato con la funzione M con alimentazione del binario dispari

Come si può osservare la SSE2 risulta essere disalimentata per gran parte del tracciato.

Da questi diagrammi possiamo capire che l'applicazione del calcolo del Δv ottimo calcolato con queste funzioni di fitness non può essere applicato quando il treno frena nella sottostazione reversibile, in questa circostanza la ripartizione naturale senza l'applicazione di alcun Δv è di gran lunga migliore.

Quindi se da un lato l'alimentazione del binario dispari da minori problemi sul recupero dell'energia in gioco non si ha la possibilità di effettuare una corretta ripartizione del carico.

I valori calcolati sono molto alti rispetto a quelli calcolati con due sottostazioni reversibili. Il motivo è legato alla non linearità delle correnti e al Δv ottimo positivo.

Infatti la logica di funzionamento delle due funzioni è quella di far traslare verso l'alto e verso il basso i profili delle correnti I_1 e I_2 così da portare all'uguaglianza o

all'avvicinamento delle aree. Questo nelle sottostazioni reversibili è vero perché sono ammessi valori negativi. Di conseguenza le due correnti possono essere traslate verso i valori negativi di una qualsiasi quantità e contribuire al calcolo del valore efficace. In questo caso invece la corrente I_2 quando raggiunge lo 0 non può più traslare verso il basso ma deve annullarsi. Questa non linearità porta la funzione a trovare valori di Δv molto superiori.

Occorre però sottolineare che questo problema non lo si ottiene nel caso di alimentazione del binario pari. Infatti in quel caso il valore di Δv è favorevole alla sottostazione a diodi perché è negativo e quindi il valore di Δv tende a far aumentare in modo positivo tutto il profilo della corrente I_2 ed evita così che si possa incorrere nell'annullamento della corrente. In quel caso infatti come vedremo nel prossimo paragrafo il valore di Δv ottimo è simile a quello ottenibile con due sottostazioni reversibili.

4.27 Calcolo del Δv ottimo: alimentazione binario pari

In questo paragrafo determineremo mediante le due funzioni di fitness $S(\Delta v)$ e $M(\Delta v)$ il valore di ottimo nell'alimentazione del binario pari.

Come abbiamo ampiamente illustrano nel paragrafo 4.23, in questo caso la determinazione del Δv ottimo non risulta dare problemi. Infatti il valore di ottimo è negativo e questo risulta a favore della sottostazione a diodi che non ha valori di corrente nulli.

Mediante la funzione $S(\Delta v)$ si perviene a un Δv pari a $-34.75V$. L'applicazione di questo valore porta a un avvicinamento dei valori non molto marcato, in particolare i valori rms si avvicinano di circa 70 A rispetto al caso con Δv nullo. La funzione $M(\Delta v)$ porta invece ad un valore di Δv pari a $-163.45V$ che invece porta all'uguaglianza dei valori rms.

Di seguito si riportano gli andamenti delle correnti, prima con l'applicazione di -34.75V e poi con -163.45V :

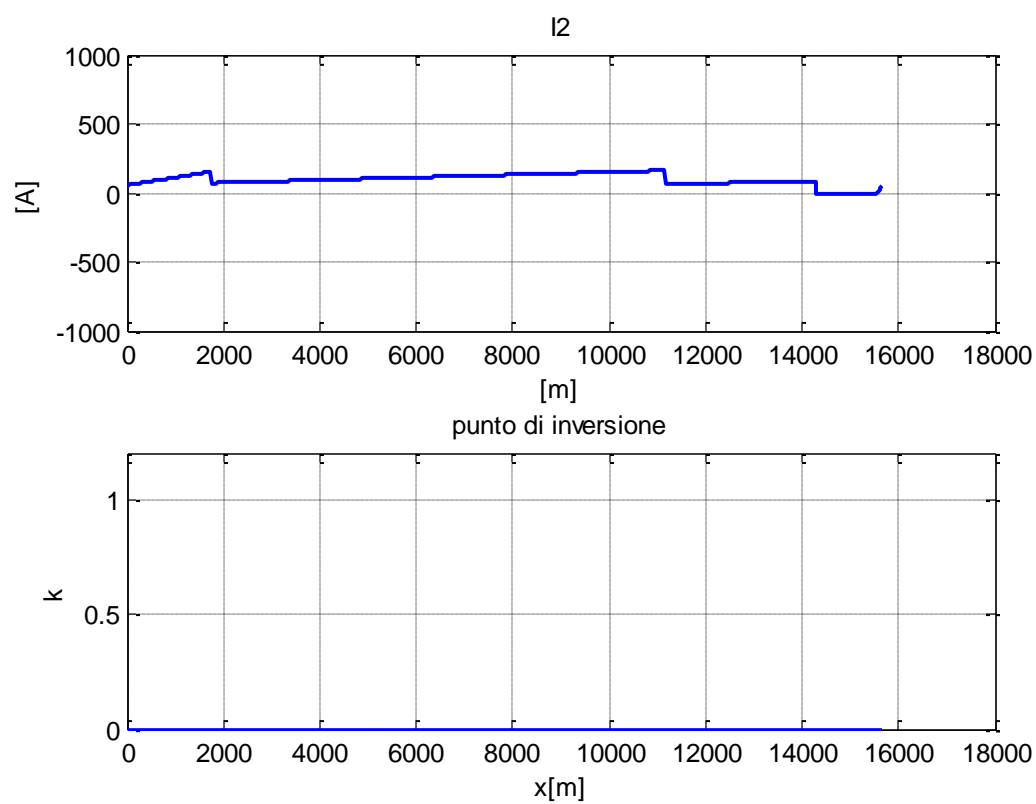


Figura 4-62. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari a -34.75V calcolato con la funzione S nel caso di alimentazione del binario pari

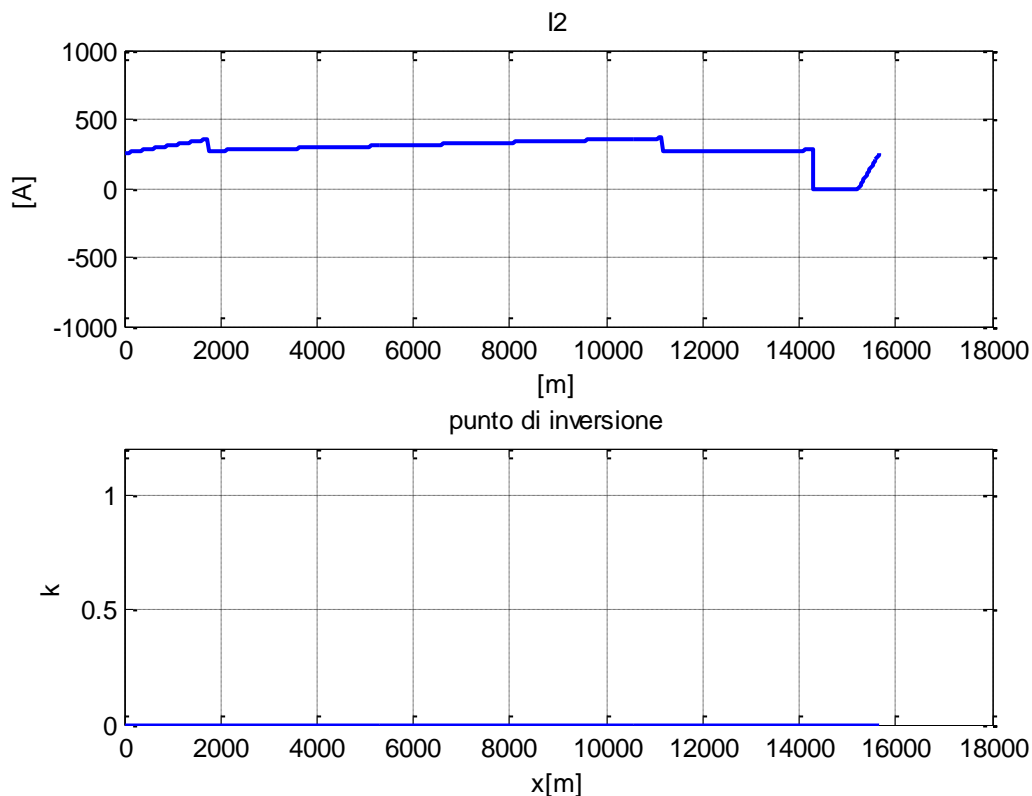


Figura 4-63. Andamento della corrente I_2 (in alto) e andamento del punto di inversione(in basso) con un Δv pari a -163.45V calcolato con la funzione M con alimentazione del binario pari

Anche nel secondo caso l'andamento della corrente I_2 risulta abbastanza regolare. Possiamo però osservare che verso la fine della fase di frenatura, si ha un valore di corrente I_2 positivo. Questo può sembrare insolito, tuttavia questo è giustificato dal fatto che in quel tratto la corrente di frenatura che sta via via riducendosi è minore della corrente di circolazione il che porta la corrente uscente dalla SSE2 a essere positiva. Ovviamente questo tratto è più marcato nel secondo caso perché il valore della corrente di circolazione è più alto. In questa ultima parte dell'alimentazione nonostante siamo nella fase di frenata, la sottostazione a diodi eroga corrente.

4.28 Considerazioni di carattere energetico

Nel paragrafo precedente abbiamo osservato che l'alimentazione del binario dispari ha vantaggi per quanto riguarda il recupero dell'energia di frenata. La condizione più critica si ha nell'alimentazione del binario pari in cui il treno frena nella SSE non reversibile.

Proprio per capire meglio il problema della frenatura elettrica rigenerativa, in questo paragrafo calcoleremo l'energia persa nella fase di frenata. L'energia persa nell'intervallo di tempo in cui il treno è in frenata, è energia fornita dal treno che non viene recuperata. L'aumento di queste perdite inficia quindi il rendimento della frenata rigenerativa. Tali perdite dipendono prevalentemente dalla distanza interposta tra il treno e la sottostazione reversibile, e dal tipo di alimentazione, cioè se è a sbalzo o bilaterale.

Prima di iniziare con le considerazioni sull'energia persa nella fase di frenata, è necessario calcolare il valore di energia restituito dal treno alla rete nella fase di frenata, tale valore è pari a 26.6kWh ovvero 95.9MJ.

Abbiamo potuto osservare che nell'alimentazione bilaterale non vi è alcun problema sul recupero dell'energia, infatti la corrente si ripartisce secondo la circolazione naturale e garantisce la minimizzazione delle perdite in questa fase. Ovviamente occorre notare che l'utilizzo del Δv ottimo introduce nel sistema delle perdite aggiuntive, quindi nella fase di frenata queste perdite aggiuntive fanno calare il rendimento della frenatura rigenerativa. Questo aumento delle perdite però è indispensabile per consentire la ripartizione del carico e comunque questo aumento di perdite risulta comunque contenuto. Nello specifico possiamo dire che con due sottostazioni reversibili, l'energia persa quando il Δv è nullo è pari a 0,103kWh, che corrisponde allo 0.39%, mentre con l'applicazione del Δv pari a -113V si ottiene un'energia persa pari a 0.55kWh ovvero il 2% della totale energia erogata nella frenata.

In questo caso possiamo quindi osservare che con due sottostazioni reversibili non vi sono problemi nel recupero dell'energia, né con l'applicazione del Δv né senza.

La presenza di una sottostazioni a diodi complica fortemente il problema del recupero di energia. In particolare il caso di maggior interesse, cioè quello più sfavorevole, è l'alimentazione del binario pari. Infatti per quanto riguarda il binario dispari le considerazioni sono identiche al caso con due sottostazioni reversibili infatti il picco di frenata è assorbito totalmente nella sottostazione più vicina. Il caso dell'alimentazione del binario pari ha un punto critico nella frenatura rigenerativa, infatti siccome il treno frena nella sottostazione non reversibile, la corrente iniettata in linea, per essere recuperata, deve percorrere tutta la linea lunga circa 16km. Occorre quindi stimare la quantità di energia persa in questo caso, per capire l'efficienza di questo tipo di frenatura rigenerativa. Inoltre occorre capire anche in questo caso l'influenza del Δv ottimo.

Per cominciare abbiamo calcolato le perdite in linea nella sola fase di frenatura elettrica, senza l'applicazione del Δv . Tali perdite sono pari a 2.5kWh, che corrispondono al 9.55% della totale energia recuperabile. Possiamo osservare l'enorme differenza rispetto al circuito con due sottostazioni reversibili, in quel caso infatti l'energia persa era solamente lo 0.39%.

Ora dobbiamo discutere gli effetti dell'applicazione del Δv ottimo. Anche in questo caso, come già avveniva con due sottostazioni reversibili, l'applicazione del Δv porta ad un aumento delle perdite nella fase di frenata. Infatti applicando un Δv pari a -163.45V la percentuale di energia persa sale al 10.83%.

Possiamo osservare che l'utilizzo di una sola sottostazione reversibile penalizza fortemente il recupero dell'energia, poiché una quota parte non trascurabile viene persa in linea. Questo aspetto però non è il più problematico, infatti occorre tenere presente l'andamento delle sovratensioni in linea. Infatti recuperare l'energia di frenata a distanze troppo elevate potrebbe portare a un marcato aumento della tensione in linea.

Di seguito è riportato il valore della V_t , ovvero la tensione ai capi del generatore di corrente che modella il convoglio, la Δv è stata posta uguale a 0V:

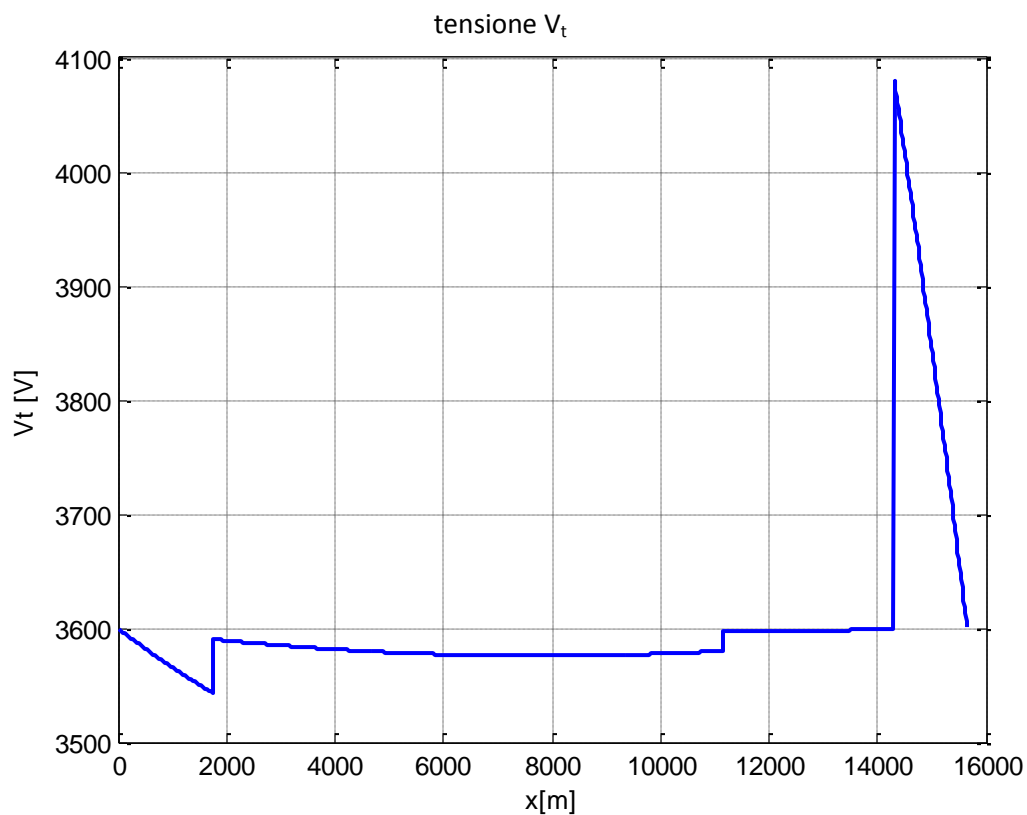


Figura 4-64. Andamento della tensione ai capi del convoglio con $\Delta v=0$

Come si vede dalla Figura 4-64, nella fase di frenata si ha una sovratensione molto elevata. Questa sovratensione riferita a un singolo treno, può risultare estremamente problematica, nella fase di frenatura si arriva infatti alla tensione di 4080V. Questo pone un ulteriore limite alla frenatura rigenerativa poiché, se la tensione eccede i limiti non si potrà recuperare l'energia, fintanto che la tensione non scende al di sotto dei limiti.

Di seguito si riporta invece l'andamento che si otterrebbe con due sottostazioni reversibili:

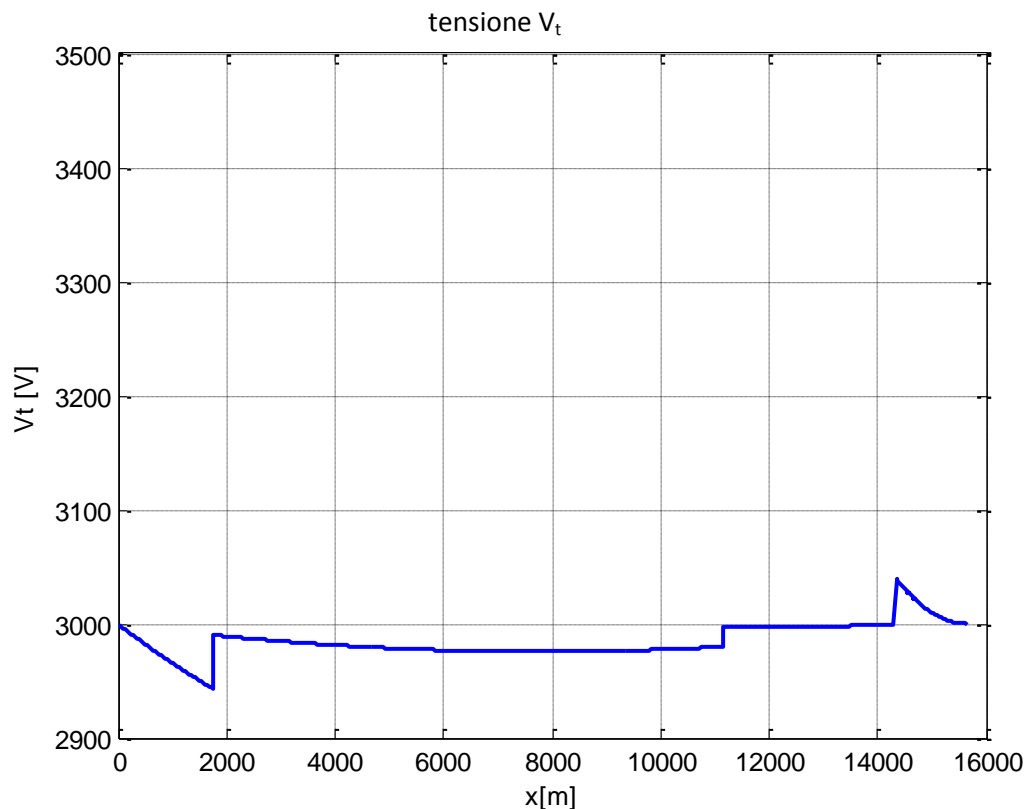


Figura 4-65. Andamento della tensione ai capi del convoglio con due SSE reversibili

Il valore minimo è identico a quello del caso precedente ma nella frenatura la situazione è completamente differente, infatti in questo caso la tensione è pari a 3644V, perciò si ottiene una sovratensione irrisoria. Questo dimostra ancora una volta che l'utilizzo di due sottostazioni reversibili non vincola in alcun modo la frenatura elettrica rigenerativa.

Alla luce delle simulazioni si può osservare che se la frenatura del treno avviene nella sottostazione non reversibile, il recupero della suddetta energia può non essere semplice. Da un lato infatti bisogna tenere in considerazione le ingenti perdite, per cui molta energia non può essere recuperata, inoltre occorre monitorare i valori di tensione, infatti c'è il rischio che la sovratensione sia troppo elevata il che imporrebbe la necessità di smaltire tale energia a bordo treno. Questo inconveniente non vi è invece quando entrambe le sottostazioni sono reversibili poiché il treno frena sempre in una sottostazione reversibile, riducendo la distanza necessaria per il recupero dell'energia.

4.29 Sintesi dei risultati

Abbiamo esaminato in maniera approfondita l'alimentazione di un sistema ferroviario nel quale una sola sottostazione è stata considerata reversibile.

Questo caso è stato preso in esame perché, come spiegato nei paragrafi introduttivi, le sottostazioni reversibili potrebbero trovare largo impiego in un'ottica di *repowering* evitando la modifica di tutto l'impianto. Tuttavia nelle simulazioni abbiamo potuto osservare che la presenza di una sottostazione a diodi rende molto più difficile il recupero dell'energia e anche la ripartizione del carico.

In particolare abbiamo osservato che con un treno che frena nella sottostazione a diodi, il 10% dell'energia di frenata non può essere recuperata perché viene dispersa in linea. Inoltre il valore delle tensioni sale enormemente e il rischio è quello di eccedere i limiti consentiti, in questo caso non sarebbe possibile recuperare l'energia che andrebbe quindi dissipata sui reostati, andando a perdere completamente il recupero energetico.

Un altro problema è legato alla ripartizione del carico delle due sottostazioni. Infatti abbiamo potuto dimostrare che nell'alimentazione del binario pari è possibile utilizzare le funzioni di *fitness* per equilibrare le correnti, tuttavia abbiamo anche osservato che per via della non linearità circuitale, nell'alimentazione del binario dispari non è possibile determinare un valore di Δv ottimo. Infatti in quel caso il Δv ottimo avrebbe portato allo spegnimento della SSE2 per gran parte del percorso. Ovviamente questo non è tollerabile poiché introduce perdite ingenti nel sistema che per lo più lavora a sbalzo.

Tutte queste considerazioni ci portano a concludere che l'applicazione di una sottostazione reversibile e di una non reversibile, diminuisce fortemente i vantaggi legati sia al recupero dell'energia che alla regolazione del carico.

5 AGING DEI TRASFORMATORI

5.1 Introduzione

Per *aging* o invecchiamento dei trasformatori si intende semplicemente che i materiali isolanti che lo compongono perdono le loro proprietà meccaniche ed elettriche a seguito di una condizione di funzionamento atipica.

In questo capitolo verrà trattata questa problematica, la quale è fondamentale in termini economici. Considerare questa tematica è molto importante sia per evitare, che per prevenire inconvenienti spiacevoli come il disservizio della rete. Perciò è necessario trovare dei metodi per evitare un eccessivo invecchiamento e garantire di conseguenza un allungamento della vita dei trasformatori. A tal proposito è possibile adottare particolari tecniche costruttive e materiali specifici (isolanti innovativi come: resine, oli speciali, gas) per favorire un servizio più duraturo delle macchine.

Ad ogni modo un trasformatore può essere soggetto a periodi di stress nell'arco delle ore di esercizio, tale stress può essere dovuto per esempio a un temporaneo sovraccarico a cui la macchina deve far fronte. Dalle simulazioni eseguite abbiamo potuto osservare come l'applicazione di una corrente di circolazione possa aiutare la redistribuzione del carico tra due sottostazioni evitando da un lato il sovraccarico dei trasformatori maggiormente stressati e dall'altro lo sfruttamento dei trasformatori più scarichi. Questi accorgimenti possono essere di grande vantaggio all'aumento della vita utile dei trasformatori.

Nonostante la tecnologia informatica permetta l'uso di modelli sempre più precisi, non è facile stimare con precisione la perdita di vita dei trasformatori per via dell'aleatorietà dei fenomeni in questione (condizioni climatiche e probabilità di guasti). L'obiettivo che ci si pone, è quello di capire come diminuendo i sovraccarichi di queste macchine sia possibile ridurre le zone con temperature troppo alte (dette "*hot spot*") e di conseguenza avere una maggiore durata dei trasformatori. Ad ogni modo le cause che influenzano la vita di queste macchine sono differenti, come:

- messa fuori servizio di un trasformatore con conseguente sovraccarico dei rimanenti;
- invecchiamento degli isolanti e successivi guasti,

- durata dei guasti e della messa fuori servizio;
- condizioni atmosferiche (abbastanza rilevanti);
- problemi derivanti da armoniche di correnti e tensioni di grado superiore all'armonica principale e correnti impulsive;
- affidabilità dei metodi di raffreddamento.
- variabilità del carico, che può in certi casi richiedere un sovraccarico temporaneo dei trasformatori.

I metodi probabilistici che studiano il caso sono basati sul concetto della capacità di carico del trasformatore che influenza a sua volta le “*hottest-spot temperature*” le quali dipendono da numerosi fattori, molti dei quali sopracitati.

Se consideriamo il caso di un trasformatore sovraccaricato eccessivamente, bisogna considerare diversi fattori, come la temperatura ambiente, per quanto tempo deve permanere il sovraccarico, e il picco raggiunto. Siccome non è possibile prevedere con certezza l'aumento della potenza richiesta al trasformatore, può essere fatta una stima statistica del valore atteso di potenza assorbita dal treno la quale causerebbe un sovraccarico delle sottostazioni circoscritto ad un periodo limitato di tempo. In questo modo si ottiene la durata del picco di corrente gravoso da cui si potrebbe dedurre il riscaldamento del trasformatore e conseguentemente valutare i rischi.

L'articolo [17] riporta un caso studio che tratta un caso molto vicino a quello di nostro interesse, infatti sulla base di quanto detto ricava una stima sulla probabilità che in un gruppo di trasformatori posti in parallelo, avvenga il distacco di uno di essi con conseguente ripartizione del carico sulle rimanenti macchine ancora in tensione (le quali dovranno lavorare ad una potenza superiore alla nominale). La conclusione di tale studio portava a calcolare un valore di vita attesa degli isolanti in funzione della temperatura, ovvero:

$$E.L. = \text{Expected Life} = e^{\frac{B}{(273+\theta_{hs})}+A};$$

in cui:

- A, B: sono delle costanti calcolate;
- θ_{hs} : è il punto a temperatura più alto raggiunto a seguito della perturbazione sull'isolante;

la formula appena scritta però non deve essere intesa come un intervallo di tempo entro il quale il trasformatore avrà con certezza un cedimento dell'isolante. Infatti tale valore è una stima, la quale dice che il trasformatore funzionerà correttamente per tutto quel lasso di tempo, dopo il quale non è più garantito il funzionamento e si dovrà ristimare la vita attesa. Dunque il macchinario potrà funzionare ancora a lungo non è detto che l'isolante sia necessariamente meno sicuro.

La formula E.L. può essere resa nominale (R.E.L.= *Rated Expected Life*) utilizzando una temperatura $\theta_{hs} = 98^{\circ}\text{C}$. Inoltre si può stimare la perdita di vita in termini assoluti rispetto a R.E.L. ipotizzando un incremento della temperatura degli avvolgimenti di 65°C , perciò:

$$\Delta L\% = \frac{100 \Delta t}{\frac{B}{e^{(273+\theta_{hs})^A}}};$$

in cui Δt è espressa in ore [h].

5.2 *Modello termico per valutare l'invecchiamento*

Un altro studio molto simile a quello di nostro interesse, viene riportato nel articolo [15]. Quello che si vuole mostrare è come le correnti assorbite dal carico siano il fattore che più determina l'aging. Ovviamente ci si accorge subito che non solo le correnti sono la conseguenza principale della perdita di vita del trasformatore, ma esistono altri fattori.

Come sappiamo è possibile creare un modello elettrotermico per lo studio della perdita della vita (*LOL Loss Of Life*) dei materiali isolanti (e quindi del trasformatore). Come variabili di osservazione si considerano il carico elettrico, la temperatura ambiente e i punti più caldi. Inoltre l'insieme di tutti quei parametri utili a rappresentare il modello sono in parte misurati sperimentalmente (punti caldi associati ad un determinato carico) e in parte deducibili mediante relazioni elettromagnetiche, infine in base al tipo di macchina impiegata per lo studio è possibile ricavare dai *data-sheets* il *set* di dati finali. I trasformatori non operano con una tensione perfettamente sinusoidale ne lavorano alla temperatura ambiente standard, dunque bisogna considerare l'aleatorietà di queste due componenti tempo varianti. Anche il carico elettrico può presentare delle non linearità, perciò è importante valutare le armoniche di disturbo.

Nel modello termico bisogna considerare l'andamento delle temperature dei punti caldi e l'andamento della temperatura ambiente, ovvero, occorre tenere aggiornato il valore della

temperatura ambiente, ed i conseguenti incrementi di temperatura dell'isolante oltre che gli incrementi di temperatura dei punti caldi. Inoltre il modello della resistenza degli avvolgimenti deve prevedere un fattore che tenga conto della variazione della resistenza con la temperatura (e quindi delle conseguenti variazioni per effetto joule) anche se tale fattore può essere solamente stimato iterativamente dato che dipende dagli incrementi non prevedibili con certezza degli *hot-spot*. Infine è necessario considerare la costante di tempo impiegata per raggiungere gli incrementi di temperatura.

Nel modello elettrico invece variabili di possibile interesse sono le perdite a vuoto ed in corto-circuito.

In definitiva l'articolo riporta il modello (necessariamente non lineare per via delle temperature dei punti caldi) di Montsigner il quale secondo gli standard europei considera un intervallo di temperature tra gli 80°C e i 140°C, in cui il tasso di perdita di vita è:

$$V = 2 \frac{\theta_{hs}(t)-98}{6};$$

e le relative LOL dato un periodo di tempo t:

$$LOL = \frac{1}{t} \int_0^t 2 \frac{\theta_{hs}(t)-98}{6} dt;$$

Al fine di ottenere una visione globale sugli effetti di queste perdite LOL, introdotte dalle variabili suddette, vengono riportate delle simulazioni, effettuate considerando un carico realistico e dei profili di temperatura ambiente verosimili come riportato in Figura 5-1. Si tratta di un sperimento svolto su 24 ore ed i risultati presentati, sono stati ottenuti considerando una trasformatore di distribuzione, ONAN refrigerato, valutato 630 kVA, 10 kV/400 V, con avvolgimenti in rame ($a = 235 \text{ K}$). I dati di interesse sono:

$\Delta\theta_{oR} = \text{temperatura massima raggiunta dall'olio isolante} = 55\text{K};$

$\Delta\theta_{hsR} = \text{temperatura massima raggiunta nel punto piu caldo} = 23\text{K};$

$\theta_r = \text{temperatura di hotspot di riferimanto} = 85^\circ\text{C};$

$n; m = \text{costanti legata al refrigerante} = 0.8; 0.6;$

$\tau_0 = \text{costante di tempo termica del trasformatore} = 3\text{h};$

$\tau_w = \text{costante di tempo termica degli avvolgimenti} = 1/12\text{h};$

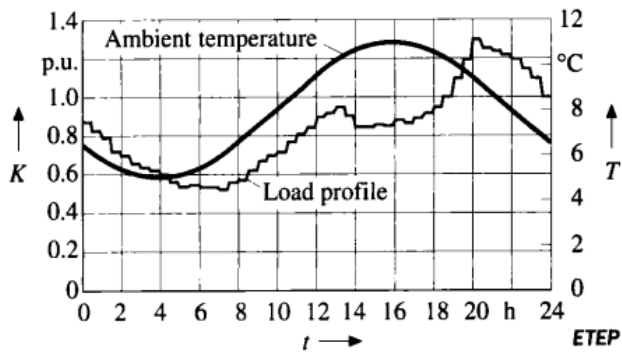


Figura 5-1. Diagramma di carico e il relativo andamento della temperatura ambiente

Dato il seguente diagramma di carico e il relativo andamento della temperatura ambiente, si possono vedere in conclusione la stima delle perdite di *aging* sulla base del modello presentato finora (Figura 5-2).

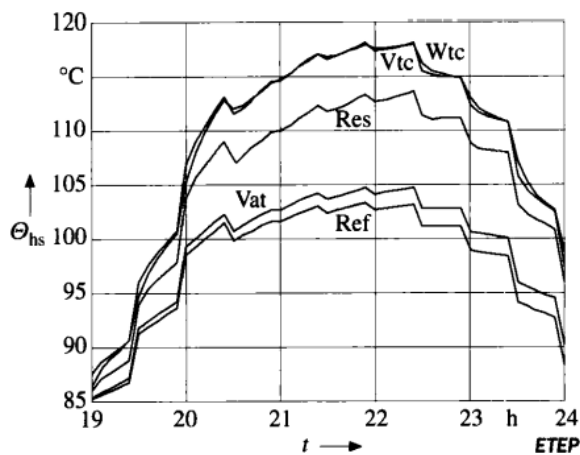


Figura 5-2. Andamento della temperatura di punto caldo

In cui:

- *Vat*: variable ambient temperature model;
- *Vtc*: variable time constant model;
- *Wtc*: windings's time constant model;
- *Ref*: reference model;
- *Res*: resistance model.

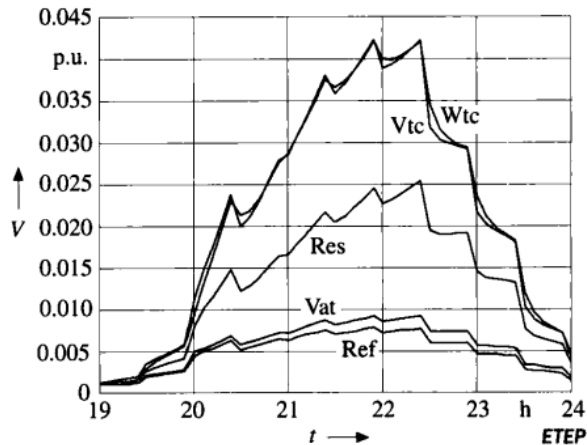


Figura 5-3. Andamento delle perdite

Nel secondo grafico (Figura 5-3) in particolare essendo tracciato in funzione delle perdite relative V si può vedere il contributo all'*aging* delle temperature nei punti caldi al di sopra dei 98°C .

Dai diagrammi riportati possiamo capire come il valore di sovraccarico indica direttamente la temperatura di hot-spot. In esame sono stati considerati solamente la fascia oraria tra le 19 e le 24, poiché in questa fascia si presenta il sovraccarico. È possibile notare come l'andamento dei punti caldi ricalchi l'andamento del sovraccarico, perciò si può osservare come un aumento della richiesta del carico possa comportare un significativo aumento delle temperature.

Bisogna precisare che il modello presentato è affetto da incertezza dato che sia il profilo della temperatura ambiente che quello del diagramma di carico possono avere variazioni improvvise e non prevedibili con certezza. In aggiunta anche l'incertezza nella stima della resistenza degli avvolgimenti e tutte le costanti di tempo possono portare ad una sottostima della perdita di vita del trasformatore. Esistono delle soluzioni che migliorano l'affidabilità del problema grazie alla linearizzazione di tutte le non linearità presenti nel modello esaminato. Ad ogni modo tali soluzioni esulano dal nostro studio di ricerca in quanto quello che si vuole rendere noto è un metodo di studio il quale conferma che un aumento della potenza richiesta dal carico può influire in maniera determinante sull'invecchiamento degli isolanti.

5.3 Considerazioni finali sull'aging dei trasformatori

In questo capitolo si può osservare come il sovraccarico del trasformatore possa portare a un invecchiamento precoce del trasformatore stesso. Lo studio effettuato sul Δv può chiaramente essere di vantaggio a questo problema.

Infatti nelle sottostazioni ferroviarie nella stessa fascia oraria, nonostante il traffico sia il medesimo le condizioni di carico possono essere molto diverse tra loro e una sottostazione può trovarsi eccessivamente caricata rispetto a quelle adiacenti. Alla luce di quanto visto queste situazioni possono essere gravose per il trasformatore delle sottostazioni maggiormente stressate e possono causare un precoce invecchiamento del trasformatore.

L'applicazione di un Δv potrebbe invece evitare o ridurre il sovraccarico nella sottostazione stressata, caricando maggiormente quella meno carica. Questo espediente potrebbe evitare l'invecchiamento precoce di un singolo trasformatore, rendendolo più omogeneo con gli altri trasformatori o evitandolo del tutto.

CONCLUSIONI

Nella prima parte di questo lavoro di tesi si pone l'attenzione sull'analisi dei sistemi di accumulo, che in letteratura sono proposti come soluzione al problema dell'accumulo dell'energia elettrica recuperata mediante la frenatura rigenerativa. Dopo aver illustrato le diverse tecniche che impiegano questo tipo di soluzione, mediante i calcoli eseguiti su diversi tipi di convogli, abbiamo potuto commentare la fattibilità di questo tipo di recupero energetico. In particolare si può osservare che gli accumuli installati *on-board*, nonostante diano ampi vantaggi in termini di recupero di energia, risultano del tutto impraticabili in sistemi di trazione pesante.

In particolare si osserva che in ambito ferroviario a 3kVcc la loro applicazione è impossibilitata dell'enorme peso e dagli ingombri elevati. Stesse considerazioni sono state osservate in convogli metropolitani.

Perciò si è pensato di proporre una soluzione alternativa, che consentisse di evitare l'impiego di accumulatori, e che consentisse una miglior regolazione dei profili di tensione.

Quindi si è studiata la possibilità di installare delle sottostazioni reversibili che oltre a garantire il recupero dell'energia con la rete potessero garantire un controllo sui valori di tensione.

Con sottostazioni reversibili si può facilmente osservare che non vi sono problemi per quanto riguarda il recupero dell'energia di frenata, infatti il recupero mediante la sottostazione più vicina implica perdite quasi del tutto nulle.

Ci si è quindi concentrati nel capire come sfruttare la possibilità della variazione delle tensioni nelle SSE. Nel paragrafo 4.8 si è osservato che anche con assorbimento variabile nello spazio, l'applicazione di un Δv porta a un sicuro aumento delle perdite associate alla trasmissione. Questo ha portato a proporre delle soluzioni per poter sfruttare al meglio la variabilità delle tensioni. Sono state quindi trattate delle funzioni di *fitness* le quali hanno permesso di ottimizzare il carico di due sottostazioni adiacenti. In particolare l'impiego della funzione $S(\Delta v)$ fornisce dei valori ridotti rispetto alla funzione $M(\Delta v)$, tuttavia quest'ultima porta a miglior vantaggi, sia nell'avvicinamento dei valori rms che dei valori

massimi. Le due funzioni sono state però confrontate anche da un punto di vista energetico e si è potuto notare che il valore fornito dalla funzione $S(\Delta v)$ porta a un aumento delle perdite più contenuto. Le perdite conseguenti l'applicazione della funzione $M(\Delta v)$ sono invece decisamente più alte, e si avvicinano a quelle ottenute mediante l'applicazione del Δv variabile nel tempo. Il Δv variabile, infatti, aumenta sensibilmente l'energia persa in linea ma porta a un'ottima ripartizione del carico, e in particolare dei picchi. I due algoritmi proposti risultano dare valori molto diversi e a seconda delle esigenze potrebbe essere più conveniente l'applicazione dell'uno o dell'altro.

Da un punto di vista tecnico è stato invece illustrato come l'applicazione di un Δv variabile nel tempo introduca delle complicazioni che lo rendono di difficile impiego per via della necessità di una comunicazione real-time tra le SSE e la necessità di variare la tensione rapidamente per inseguire il carico.

Da ultimo è stato simulata una diversa alimentazione del convoglio mediante una sottostazione reversibile e una non reversibile. In questo caso si nota che il recupero dell'energia non è più banale, infatti in determinate condizioni si può arrivare a perdere il 10% dell'energia recuperabile. Inoltre viene dimostrato che la ripartizione del carico mediante gli algoritmi proposti non è sempre efficiente. Perciò sia in termini di recupero dell'energia, che in termini di ripartizione del carico, l'impiego di una sola sottostazione reversibile fa venir meno un gran numero di vantaggi che si ottengono invece con entrambe le sottostazioni reversibili.

In ultimo sono stati brevemente discussi i benefici che la ripartizione del carico può apportare, notando che la diminuzione degli rms migliora sensibilmente la vita utile dei trasformatori.

BIBLIOGRAFIA

[1] Walter Günselmann. Technologies for Increased Energy Efficiency in Railway Systems.

Arturo González-Gil, Roberto Palacin, Paul Batty: Sustainable urban rail systems: Strategies and technologies for optimal management of regenerative braking energy.

[2] Li Na, Liu Ming-guang, Wen Xiao-yan: Computing and Simulation on the Over-voltage of Regenerative Braking Electric Locomotives.

[3] Transient Overvoltages in a Railway System during Braking Mario A. Suárez.

[4] Arturo Gonzalez-Gil, Roberto Palacin, Paul Batty. Sustainable urban rail systems: Strategies and technologies for optimal management of regenerative braking energy.

[5] M. Brenna, F. Foiadelli, E. Tironi, and D. Zaninelli. Ultracapacitors application for energy saving in subway transportation systems.

[6] Albert Killer, Andreas Armstorfer, Andrés Emiro Díez, Helmuth Biechl. Ultracapacitor Assisted Regenerative Braking in Metropolitan Railway Systems .

[7] D. Iannuzzi, and P. Tricoli. Metro Trains Equipped Onboard with Supercapacitors: a Control Technique for Energy Saving.

[8] Alfred Rufer, Senior Member, IEEE, David Hotellier, Philippe Barrade, Member, IEEE. A Supercapacitor-Based Energy-Storage Substation for Voltage-Compensation in Weak Transportation Networks.

[9] Miroslav Macan, Neven Cobanov. Capacitive energy storage device to cover voltage-drops in transportation vehicles.

[10] Morris Brenna, Federica Foiadelli, Dario Zaninelli. New Simulation Algorithm for Electric Transportation Supply System Sizing.

[11] María Domínguez, Antonio Fernández-Cardador, Asunción P. Cucala, and Ramón R. Pecharromás. Energy Savings in Metropolitan Railway Substations Through Regenerative Energy Recovery and Optimal Design of ATO Speed Profiles.

[12] Byoung-Kuk Lee, Senior IEEE, Su-Jin Jang, Han-Min Lee, Gil-Dong Kim. Analysis and Design of a Regenerative Energy Conversion System Based on an Active Simulator.

[13] Daniel Cornic. Efficient recovery of braking energy through a reversible dc substation.

[14] A. Adinolfi R. Lamedica, C. Modesto, A. Prudenzi S. Vimercati. Experimental assesment of energy saving due to trains regenerative braking in an electrified subway line Intermetro S.p.A. University of Rome "La Supienzu Trunsystem S.p.A..

[15] M. J. Resende, L. Pierrat, J. Santana. The Transformer Thermal Loss of Life: Part 1 - Improved Deterministic Approach for Thermal and Ageing Models.

[16] M. J. Resende, L. Pierrat and J. Santana¹.The transformer thermal loss of life: Part 2- Influence of functional and structural parameters' variability. A probabilistic approach.

- [17] D. Elmakis A. Braunstein Y. A probabilistic method for establishing the transformer capacity in substations based on the loss of transformer expected life.
- [18] Qian., C., Yao., Z., Qi., G., & Chao., H.. Investigation on Applying HVDC Light to China Southern Power Grid. IEEE .
- [19] Alfred Rufer, Senior Member, IEEE, Nikolaus Schibli, Christophe Chabert, and Claudio Zimmermann. Configurable Front-End Converters for Multicurrent Locomotives Operated on 16 2/3 Hz AC and 3 kV DC Systems.
- [20] D. Madhan Mohan, Bhim Singh and B. K. Panigrahi. A New Control Strategy for Active and Reactive Power Control of Three-Level VSC Based HVDC System.
- [21] D. Madhan Mohan, Bhim Singh, Fellow, IEEE and B. K. Panigrahi, Senior Member, IEEE. A Two-Level 24-Pulse Voltage Source Converter Based HVDC System for Active and Reactive Power Control.
- [22] Steinar Danielsen, Olav B. Fosso, Marta Molinas, Jon Are Suul, Trond Toftevaag. Simplified models of a single-phase power electronic inverter for railway power system stability analysis. Development and evaluation.
- [23] M.Broussely, G.Pistoia, "Industrial Applications of Batteries: From Cars to Aerospace and Energy Storage", Elsevier 2007, ISBN 9780444521606.
- [24] Roberto Ferrabue, Vincenzo Musolino, "Supercondensatori: nuovo modello e prestazioni".
- [25] J. R. Fang, L. Z. Lin, L. G. Yan, L. Y. Xiao. A New Flywheel Energy Storage System Using Hybrid Superconducting Magnetic Bearings, IEEE Transactions On Applied Superconductivity, Vol. 1 I, No. I.

[26] H. Y. Chu, Y. Fan, C. S. Zhang. A Novel Design for the Flywheel Energy Storage System.

[27] Perticaroli F. Sistemi elettrici per i trasporti. Casa Editrice Ambrosiana.

[28] Mohan, N., Unterland, T. M., & Robbins, W. P. Elettronica di Potenza. Hoepli.

[29] Crepaz S. Conversione statica dell'energia elettrica. Città Studi Edizioni.

[30] Tironi, E. (2011). Appunti alle lezioni di Impianti Elettrici. Milano: CUSL.