

Università degli Studi di Palermo

Facoltà di Ingegneria



---

Dipartimento di Ingegneria Elettrica, Elettronica e delle Telecomunicazioni

Corso di Dottorato di Ricerca  
in Ingegneria Elettrica – **XXII CICLO**  
SSD: **ING/IND 33**

***STUDI DI TRANSITORI ELETTROMECCANICI ED  
ELETTROMAGNETICI PER LINEE MISTE DI  
TRASMISSIONE AEREO-CAVO***

Tesi di Dottorato di

**Rossano Musca**

Tutore

Ch.mo Prof. **Mariano G. Ippolito**

Coordinatore del Corso di Dottorato

Ch.mo Prof. **Pietro L. Buccheri**

# INDICE

---

<b>INTRODUZIONE</b>	1
<b>CAPITOLO I</b>	
<b>LINEE MISTE NEI SISTEMI DI TRASMISSIONE DELL'ENERGIA ELETTRICA: ASPETTI GENERALI</b>	
I.1 Premessa	3
I.2 Aspetti tecnici ed economici	3
I.3 Sviluppo tecnologico delle linee in cavo ad alta tensione	6
I.3.1 Cavi XLPE (extruded cross-linked polyethylene)	6
I.3.2 Linee GIL (gas insulated lines)	8
I.3.3 Cavi HTS (high temperature superconducting)	9
I.4 Conduttori impiegati nelle linee aeree ad alta tensione	10
I.5 Attuale impiego di linee in cavo nei sistemi di trasmissione europei	13
I.6 Compatibilità elettromagnetica	19
I.6.1 Emissione di campi elettromagnetici	19
I.6.2 Metodologie di schermatura	21
I.7 Comportamento in regime stazionario	23
I.7.1 Lunghezza limite di linee in cavo e linee miste	23
I.7.2 Compensazione con reattori shunt	25
I.7.3 Prestazioni limite di linee in cavo e linee miste	26
I.8 Sistemi di protezione	32

I.8.1	Tipologie di guasto	32
I.8.2	Tipologie di protezione	33
I.8.3	Dispositivi automatici di richiusura	35
I.8.4	Sistemi di protezione per linee in cavo e linee miste	35
I.8.5	Sistemi di protezione dei reattori shunt	38
I.9	Conclusioni	40
I.10	Bibliografia	41
 <b>PARTE PRIMA: STUDIO DELLA STABILITÀ DI SISTEMI DI POTENZA COMPREDENTI LINEE MISTE</b>		42
 <b>CAPITOLO II</b>		
<b>STUDIO DELLA STABILITÀ STATICA E TRANSITORIA DI UN SISTEMA A DUE NODI SINGOLA MACCHINA</b>		
II.1	Premessa	46
II.2	Stabilità statica	46
II.3	Stabilità in condizioni transitorie	49
II.4	Conclusioni	61
II.5	Bibliografia	62
 <b>CAPITOLO III</b>		
<b>STRATEGIA DI SWITCHING DEI REATTORI SHUNT IN UNA LINEA MISTA PER L'AUMENTO DELLA STABILITÀ</b>		
III.1	Premessa	63
III.2	Transitorio di switching di reattori shunt	64
III.3	Switching di reattori shunt per un sistema a due nodi	65
III.4	Switching di reattori shunt per un sistema multimacchina	73
III.5	Conclusioni	80
III.6	Bibliografia	81

<b>PARTE SECONDA: STUDIO DELLA SOVRATENSIONI SU SISTEMI DI POTENZA COMPRENDENTI LINEE MISTE</b>	<b>83</b>
<b>CAPITOLO IV</b>	
<b>STUDIO DEGLI EFFETTI DI FULMINAZIONE DIRETTA SU LINEE MISTE</b>	
IV.1 Premessa	88
IV.2 Descrizione e modellazione del sistema	88
IV.3 Simulazioni e risultati	100
IV.4 Conclusioni	106
IV.5 Bibliografia	107
<b>CAPITOLO V</b>	
<b>STUDIO DELL'ENERGIZZAZIONE A VUOTO DI LUNGHE LINEE MISTE AEREO-CAVO AD ALTISSIMA TENSIONE</b>	
V.1 Premessa	109
V.2 Descrizione e modellazione del sistema	109
V.3 Analisi in regime transitorio	114
V.4 Confronto e discussione	119
V.5 Analisi in regime quasi stazionario	124
V.5 Conclusioni	126
V.6 Bibliografia	127
<b>CONCLUSIONI</b>	<b>129</b>

# INTRODUZIONE

---

Il contesto venutosi a creare con la liberalizzazione del settore elettrico ha evidenziato in tutti i Paesi dell'Unione Europea una significativa inerzia nell'attuazione del rafforzamento e dell'ampliamento delle reti di trasmissione, correlati all'esigenza di soddisfare la crescente domanda di energia elettrica. Ciò è dovuto principalmente alla crescita del livello di attenzione da parte dell'opinione pubblica nei confronti delle problematiche sollevate dalla costruzione di nuove linee aeree: in particolare, l'emissione di campi elettromagnetici da parte degli elettrodotti e l'impatto territoriale delle linee aeree. L'obiezione pubblica ha avuto e continua ad avere una forte influenza sul processo di realizzazione di nuove linee di trasmissione, condizionando in modo decisivo le politiche di governi e autorità locali. Sono sorti così, in misura differente ma comunque in tutti i Paesi europei, severi vincoli alla costruzione di nuove linee aeree, che hanno dilatato enormemente i tempi dell'iter realizzativo, talvolta rendendolo persino impraticabile.

Le esigenze di ampliamento e rafforzamento hanno spinto allora pianificatori ed esercenti a orientarsi verso nuove soluzioni, che permettessero di superare le difficoltà e uscire dalla situazione di emparse burocratica: tra queste, una delle più importanti è stata ed è senza dubbio il ricorso a linee in cavo ad alta e altissima tensione interrate. I principali motivi che hanno avvalorato la diffusione, accanto alle tradizionali linee aeree di trasmissione, di linee in cavo ad alta tensione risiedono nella possibilità di alimentare grandi zone urbane con itinerari alternativi, evitando il rischio di gravose congestioni di rete, e nella favorevole caratteristica di ridurre sensibilmente l'impatto visuale, preservando così la bellezza naturalistica o architettonica dell'area interessata dal passaggio della linea. Inoltre, i grandi progressi compiuti nel campo della tecnologia dei cavi ad alta e altissima tensione in corrente alternata hanno sicuramente giocato a favore dello sviluppo delle linee in cavo.

Eppure, la coesistenza di linee in cavo e linee aeree, in quelle che vengono chiamate linee miste di trasmissione dell'energia elettrica, ha posto all'attenzione degli esperti del settore una serie di problematiche inerenti il comportamento del sistema misto nelle diverse condizioni di funzionamento, quali il regime permanente, il cortocircuito e i transitori.

Le problematiche di studio in regime permanente e in cortocircuito non sono oggetto diretto della Tesi e in questo contesto ne verranno richiamate sinteticamente soltanto le linee principali. Il comportamento in transitorio di sistemi di trasmissione comprendenti linee miste viene invece affrontato ampiamente, suddividendo l'approccio allo studio in due grandi ambiti, i transitori elettromeccanici e i transitori elettromagnetici. In particolare, nei transitori elettromeccanici rientrano le problematiche e gli studi riguardanti la proprietà di stabilità transitoria dei sistemi misti nei confronti di

specifiche perturbazioni tendenti ad alterare la condizione di equilibrio del sistema; nei transitori elettromagnetici rientrano invece le problematiche e gli studi degli effetti delle sovratensioni di origine interna e di origine esterna su sistemi misti aereo-cavo. I due grandi aspetti dello studio in transitorio, ciascuno caratterizzato da approcci e metodologie di studio specifiche, costituiscono oggetto di studio di questa Tesi e a essi verrà dedicato ampio spazio nello sviluppo della trattazione.

La Tesi si articola in cinque Capitoli, secondo un ordine che prevede per ogni Capitolo una premessa introduttiva e una sintesi finale, *trait d'union* delle varie parti costituenti. Nel primo Capitolo, viene fornito un sintetico inquadramento del problema, riportando i principali aspetti di carattere tecnico-economico legati alle linee miste di trasmissione dell'energia elettrica, e richiamando i risultati dell'analisi del sistema condotta in condizioni di regime permanente e in cortocircuito; le problematiche inerenti il regime permanente riguardano principalmente la compatibilità elettromagnetica, i sistemi di protezione e il comportamento di una linea mista in condizioni di regime.

Quindi, la Tesi è suddivisa in due Parti.

La Parte Prima riguarda i transitori elettromeccanici e comprende i Capitoli II e III. Il secondo Capitolo affronta gli aspetti legati alla proprietà di stabilità statica e di stabilità transitoria di un semplice sistema a due nodi, tipicamente un sistema costituito da una singola macchina sincrona funzionante da generatore connessa a un nodo considerato a potenza prevalente attraverso una linea di trasmissione mista aereo-cavo. Nel Capitolo si cerca di sviluppare un confronto tra linee aeree tradizionali e linee miste aereo-cavo, studiando il comportamento di queste ultime nei confronti di specifiche perturbazioni transitorie per differenti configurazioni. Il terzo Capitolo affronta invece lo studio delle potenzialità di un'azione di controllo sulla compensazione di potenza reattiva di una linea mista, fornita con reattori shunt di assegnata dimensione, al fine di migliorare la stabilità transitoria dell'intero sistema. In particolare, viene descritta e discussa una strategia di switching dei reattori come contromisura nei confronti di gravi perturbazione per il miglioramento della stabilità del sistema di potenza.

La Parte Seconda riguarda i transitori elettromagnetici e comprende i Capitoli IV e V. Il quarto Capitolo indaga gli effetti di sovratensioni di origine esterna su una linea mista di trasmissione aereo-cavo quando interessata da un fenomeno atmosferico. In particolare, viene affrontato lo studio del comportamento transitorio di una linea mista soggetta a fulminazione, tenendo conto di due differenti fenomeni che possono seguire il fenomeno atmosferico, vale a dire la fulminazione diretta sul conduttore di fase e la fulminazione sulla cima di un sostegno della linea aerea. Il quinto Capitolo indaga gli effetti delle sovratensioni di origine interna su una linea mista aereo-cavo di notevole lunghezza: in particolare, lo studio riguarda il fenomeno di energizzazione a vuoto di linee miste di notevole lunghezza ad altissima tensione; lo studio considera differenti configurazioni di linee miste, ed è rivolto principalmente all'identificazione della migliore configurazione e della migliore estremità per eseguire la manovra di energizzazione.

A conclusione della Tesi, vengono infine riassunti i risultati ottenuti e delineate quelle che sono le future possibilità di studio nel campo delle linee miste di trasmissione dell'energia elettrica.

# **CAPITOLO I**

## **LINEE MISTE NEI SISTEMI DI TRASMISSIONE**

### **DELL'ENERGIA ELETTRICA: ASPETTI GENERALI**

---

#### **I.1 PREMESSA**

In molte delle città più grandi e nelle aree in cui la costruzione di nuove linee aeree ha incontrato difficoltà di vario tipo, i sistemi in cavo ad alta e altissima tensione (High Voltage HV ed Extra High Voltage EHV) sono divenuti parte integrante dei moderni sistemi di trasmissione dell'energia. La crescente sensibilizzazione nei confronti delle problematiche ambientali e paesaggistiche ha infatti contribuito all'erezione di ostacoli, talvolta insormontabili, alla realizzazione di linee di trasmissione aeree. Il comportamento dei governi nazionali e delle amministrazioni locali è stato fortemente influenzato dall'opinione pubblica e l'iter per la costruzione di nuove linee è divenuto ancor più tortuoso e complicato. Pianificatori ed esercenti sono stati allora indotti a prendere in esame l'impiego di linee in cavo e di linee miste aereo-cavo. Allo stesso tempo, i progressi compiuti nel campo della tecnologia dei cavi ad alta tensione hanno dato sostegno e spinta alla ricerca, nonché stimolo al ricorso a questo tipo di soluzione per i sistemi elettrici di trasmissione.

L'impiego delle linee miste all'interno dei sistemi di trasmissione dell'energia elettrica ha tuttavia sollevato per gli esperti del settore una serie di problematiche riguardanti lo studio delle linee miste in regime permanente, in cortocircuito e in transitorio.

Le problematiche di studio in regime permanente (quali la compatibilità elettromagnetica, i sistemi di protezione, il comportamento di una linea mista in condizioni di regime) e in cortocircuito (quali guasto trifase netto, guasto monofase a terra con compensazione shunt, guasto a terra in assenza di compensazione shunt) non sono oggetto diretto della Tesi di Dottorato e pertanto ne verrà dato soltanto un sintetico richiamo in questo Capitolo.

Gli aspetti legati al comportamento in transitorio delle linee miste, riguardanti i due ambiti di studio dei transitori elettromeccanici e dei transitori elettromagnetici, costituiscono invece oggetto di studio di questa Tesi e a essi verrà dedicato ampio spazio nelle due parti principali della Tesi.

#### **I.2 ASPETTI TECNICI ED ECONOMICI**

Attualmente, i sistemi di trasmissione dell'energia sono realizzati principalmente con linee aeree (Overhead Lines OHL), ma una parte di essi è composta anche da linee in cavo interrato (Underground Cable UGC). L'impiego di linee interrate, grazie alle loro

favorevoli caratteristiche di adattabilità ai vincoli del territorio e alla possibilità di superare ostacoli, sia di natura orografica (come grandi fiumi, laghi, montagne, collegamento di isole) che di natura ambientale (come aeroporti, aree urbane, zone paesaggistiche, zone industriali), risolve le problematiche di impatto ambientale e garantisce la conservazione del patrimonio paesaggistico e architettonico dell'area interessata, che viene così rivalutata e che altrimenti risulterebbe penalizzata dalla presenza dei sostegni delle linee aeree. Tuttavia, l'effetto sull'ambiente delle linee in cavo non presenta soltanto vantaggi: la riduzione dell'impatto visuale può risultare bilanciata dalle modifiche apportate al terreno e dalle restrizioni all'uso della terra soprastante la linea.

Il ricorso alle linee in cavo permette in ogni caso di superare quelle difficoltà che limitano fortemente la costruzione di nuove linee di trasmissione dell'energia: sebbene l'iter seguito sia diverso rispetto al caso di linee aeree, le linee in cavo possono in certi casi non soltanto accelerare i tempi per l'ottenimento dei permessi e delle autorizzazioni, ma anche superare quelle situazioni in cui la costruzione di nuove linee risulta fortemente ostacolata e quindi impraticabile. È però doveroso riportare la recente esperienza della Danimarca (Sorgente Eltra: linea mista a 380 kV Aarhus-Alborg [1]), la quale ha mostrato che il pubblico consenso nei confronti di linee in cavo non necessariamente è più alto rispetto a quello dimostrato nei confronti di linee aeree: la percentuale di proprietà che sono state espropriate è stata due volte più grande nella sezione in cavo che in quella aerea. La Danimarca è comunque uno dei paesi europei, insieme a Olanda e Regno Unito, che storicamente si sono dimostrati più attivi nella realizzazione di linee ad alta tensione in cavo.

Da un punto di vista tecnico, l'impiego in corrente alternata di linee miste aereo-cavo pone una serie di problemi che possono essere sintetizzati nei seguenti punti:

- i cavi ad alta tensione producono ingenti potenze reattive capacitive (oltre 10 MVAR/km per cavi a 400 kV e 50 Hz isolati in XLPE), anche a pieno carico; è dunque necessario prevedere un'opportuna compensazione;
- la potenza attiva trasmissibile e la lunghezza ammissibile dei cavi risultano di conseguenza limitate; lunghi collegamenti in cavo, soprattutto se facenti parte di linee miste, possono presentare ingenti sovratensioni temporanee per effetto Ferranti all'atto della messa in tensione o della perdita di carico;
- il funzionamento a vuoto di una linea mista può determinare la circolazione di una corrente superiore al potere di interruzione di correnti capacitive degli interruttori normalizzati: essa deve essere accuratamente limitata, al fine di evitare ristabilimenti che possono innescare archi elettrici, pericolosissimi soprattutto nelle zone di giunzione aereo-cavo, zona in cui l'isolamento risulta essere più delicato;
- come in tutte le linee di trasmissione, si possono verificare sovratensioni di diverso tipo (sovratensioni atmosferiche, sovratensioni di manovra dovute a chiusure e richiusure, ad eliminazione di guasti, ad apertura di piccole correnti induttive e capacitive); inoltre, si pone attenzione ai problemi di stabilità statica e di stabilità transitoria;
- l'integrazione di una linea in cavo in una linea aerea preesistente risulta difficoltosa, in quanto la linea in cavo introduce un cambiamento di impedenza: gli effetti possono creare situazioni di criticità e vanno limitati con un opportuno disaccoppiamento;
- le problematiche di compatibilità elettromagnetica possono implicare eventuali provvedimenti per la riduzione dei campi magnetici ed elettrici prodotti dalla linea mista, tanto nei tratti aerei quanto nei tratti in cavo;
- la linea in cavo può contribuire ad un aumento della continuità del servizio, in quanto essa risulta meno influenzata rispetto ad una linea aerea da fenomeni atmosferici: tuttavia, le avverse condizioni temporali possono non essere un problema per la linea

aerea se ben disegnata e gestita appropriatamente; inoltre, i tempi di individuazione, identificazione, localizzazione e riparazione di un guasto in una linea in cavo sono molto più lunghi rispetto a quelli richiesti per una linea aerea;

- la manutenzione della linea in cavo richiede l'accessibilità dell'area in cui è interrata la linea, che dunque non può essere utilizzata per scopi agricoli o industriali; inoltre, il cavo deve essere sempre sotto controllo al fine di garantire la tenuta del suo isolamento.

Accanto alle problematiche di ordine tecnico, che sono state brevemente accennate e che più avanti verranno affrontate più in dettaglio, vanno considerate le problematiche di ordine economico legate all'impiego di linee miste.

L'interramento di una linea di trasmissione risulta essere complessivamente più oneroso rispetto alla realizzazione di una linea aerea, in quanto:

- è richiesto un maggiore isolamento, dal momento che i cavi sono spesso posati soltanto pochi metri sottoterra;
- è richiesta una maggiore area di terreno (tipicamente 2000 m<sup>2</sup>) per il collegamento finale, dove si attesta la linea aerea;
- deve essere garantito l'accesso al cavo per ragioni di manutenzione e riparazione: il terreno soprastante non può dunque essere utilizzato;
- sono necessarie lungo il tracciato stazioni di compensazione per provvedere all'energia reattiva richiesta dalla linea in cavo.

Al crescere della tensione, aumentano le sollecitazioni e aumenta la complessità della tecnologia richiesta per costruire, installare e rendere funzionante una linea in cavo; al crescere della corrente, aumentano le perdite e di conseguenza le sezioni richieste aumentano mentre si riducono le lunghezze. Ulteriori investimenti si rendono necessari qualora una linea in cavo debba essere integrata in una linea aerea preesistente, in quanto la diversità nei valori delle impedenze dei due tratti richiede un adeguato disaccoppiamento. Le differenze di costo tra linee aeree e linee in cavo sono dunque non lineari e dipendono da numerosi fattori (a esempio: prezzo dei materiali, domanda mondiale, disponibilità industriali). In particolare, gioca un ruolo fondamentale la presenza sul mercato di più figure: in Europa, ad esempio, il mercato dei cavi ad alta tensione è piccolo e conta soltanto tre figure (Pirelli, Nexans e ABB).

Stime effettuate del costo di costruzione di una linea in cavo in confronto a quello di linee aeree hanno dimostrato che, sebbene il costo di una linea aerea risulti in ogni caso minore rispetto a quello di una linea in cavo, le differenze si vanno riducendo in modo marcato. In Francia, ad esempio, RTE (Gestionnaire du Réseau de Transport d'Electricité) ha ridotto le sue stime per una linea in cavo a 400 kV da venti volte il costo di una linea aerea a dieci-dodici volte nel giro di due anni. Ciò è dovuto alla ricerca e allo sviluppo della tecnologia, riguardante l'aumento della vita economica dei cavi, l'interramento a profondità ridotta e il miglioramento delle prestazioni. In generale, si può affermare che il costo di una linea in cavo è stimato circa tre volte quello di una corrispondente linea aerea.

Oltre ai capitali e ai costi impianto, legati all'acquisto e all'installazione di una specifica linea in cavo, vanno considerati anche i costi legati all'esercizio: essi sono principalmente i costi di esercizio e di manutenzione e i costi delle perdite. I primi risultano minori nel caso di linee in cavo, sebbene siano da portare in conto le maggiori spese nel caso di individuazione e riparazione di guasti. I costi legati alle perdite, invece, dipendono dalla potenza che viene trasmessa nell'arco di vita dell'impianto e vanno analizzati con maggiore attenzione di caso in caso; in generale, si può affermare che i costi delle perdite risultano maggiori nel caso di linee in cavo, ma che questi si vanno riducendo con il progredire delle soluzioni tecnologiche. Sembra importante evidenziare come il maggior costo di una linea in cavo non incida comunque in modo

sensibile sul prezzo dell'energia elettrica pagato dal consumatore finale: i costi di trasmissione rappresentano infatti soltanto una piccola aliquota (5÷10%) del costo complessivo dell'energia. A titolo di esempio, è stato stimato che l'interramento del 25% delle reti ad alta e altissima tensione in Italia e nel Regno Unito determinerebbe un incremento del prezzo dell'energia del 3÷5%, mentre l'interramento dell'intero sistema di trasmissione determinerebbe un incremento del 16%.

### **I.3 SVILUPPO TECNOLOGICO DELLE LINEE IN CAVO AD ALTA TENSIONE**

Come visto nel precedente paragrafo, il costo di una linea in cavo risulta essere elevato e comunque maggiore di quello di una linea aerea. Allo stesso tempo, i vincoli allo sviluppo di nuove linee aeree hanno fatto sì che l'impiego di linee in cavo si prospettasse come una valida soluzione per il superamento di tali vincoli. Per queste ragioni, la ricerca tecnologica nel campo dei cavi ad alta e altissima tensione è stata rivolta allo sviluppo delle prestazioni dei componenti e di nuove soluzioni volte a ridurre il costo delle linee ad alta e altissima tensione in cavo.

Le realizzazioni più promettenti sono quelle che prevedono l'impiego di cavi con isolamento in XLPE (EXtruded cross-Linked PolyEthylene: isolamento estruso in polietilene reticolato), i quali presentano prestazioni maggiori e costi più contenuti rispetto ai cavi isolati in olio fluido. Altre soluzioni tecnologiche, come le linee GIL (Gas Insulated Lines, note anche come Elettrodotti Blindati o con l'acronimo EBLI) o gli HTS (High Temperature Superconducting cables: cavi superconduttori ad alta temperatura) sono in fase più o meno avanzata di studio e potrebbero aprire in futuro orizzonti più ampi.

Le nuove tecniche di costruzione e di installazione riguardano:

- riduzione delle dimensioni e del peso di cavi ad alta e altissima tensione, attraverso l'uso di materiali come il polietilene reticolato; tali cavi permettono maggiori lunghezze, minori giunzioni, facilità di installazione e una riduzione del numero di interruzioni per interventi;
- metodi di posa meccanica, che evitano scavi estensivi e il trasporto del materiale, e metodi "trenchless" (cioè con assenza di scavo) di installazione del cavo, che riducono il tempo di installazione dei cavi e sfruttano autostrade e ferrovie in zone rurali (gallerie, tunnel, ecc....) per la preservazione dell'ambiente;
- incremento dei micro-tunnel per posare cavi di lunghezza maggiore e risparmiare sulle giunture, sui tempi di installazione e sui costi.

La maggior parte dei cavi in alta e altissima tensione era fino a circa dieci anni fa ad olio fluido, ma nel corso degli anni, sebbene vi sia stato un miglioramento delle loro caratteristiche, lo sviluppo tecnologico dei cavi XLPE, delle linee GIL e dei cavi HTS ha oscurato l'impiego dei cavi a olio fluido per le alte tensioni ed è stato il principale responsabile nella riduzione del costo delle linee in cavo.

#### **I.3.1 CAVI XLPE (EXTRUDED CROSS-LINKED POLYETHYLENE)**

Il polietilene estruso reticolato è usato in molte parti del mondo per tensioni superiori a 132 kV, ma ad oggi il suo impiego alle tensioni di 220 kV e oltre risulta limitato. La

realizzazione dei cavi XLPE comporta trattamenti chimici del polietilene ad alte temperature che migliorano le sue proprietà meccaniche.

I principali vantaggi dei cavi in XLPE rispetto ai cavi in olio fluido sono la flessibilità, la leggerezza, la robustezza e i minori costi di manutenzione. In essi, a differenza dei cavi a olio fluido, non è necessario l'uso di un sistema ausiliario per regolare la pressione dell'olio.

A tensioni di 220 kV e oltre si hanno maggiori sollecitazioni di esercizio e l'isolamento potrebbe risultare insufficiente: ciò comporta il rischio di guasto, specialmente nell'isolamento delle giunture. In passato, questo ha rappresentato una difficoltà nel calcolare e stimare la vita utile e l'affidabilità di una linea in cavo XLPE: è stato necessario richiedere ed effettuare prima dell'installazione test di previsione sulla vita utile e sull'affidabilità delle linee.

Applicazioni in altissima tensione di cavi in XLPE sono attualmente installate in Nord America e Giappone; l'installazione più lunga si trova a Tokyo e consta di un cavo in XLPE isolato a 500 kV, lunga 40 km (linea The Shin Keiyo-Toyusu), messa in opera nel 2000. Linee in XLPE a tensione minore sono state già usate sin dal 1980 in Danimarca, che allora ha installato due linee in cavo XLPE a 400 kV di 22 e 14 km attorno a Copenhagen. Recentemente, per rinforzare la rete a 400 kV nell'ovest della Danimarca, ELTRA (System Operator danese) ha stabilito la costruzione di una linea mista di 140 km di interconnessione tra Aalborg e Aarhus. La linea ha una capacità di 1 200 MW ed è principalmente aerea, ma in corrispondenza di zone urbane o di interesse ambientale si ricorre all'interramento della linea: le sezioni in cavo sono tre della lunghezza di 2,5 km, 4,5 km e 7 km. In Germania, la Bewag (società per produzione, trasporto e fornitura di elettricità in Germania) ha costruito un'interconnessione a 400 kV tra i centri di carico di Berlino: una linea in cavo interrato di 6,5 km è stata installata nel 1998 in un tunnel, come progetto pilota, ed è stata seguita dalla costruzione analoga di 5,2 km nel 2000. Inizialmente ciò era previsto con un sistema GIL, ma poi fu adottata la soluzione dei cavi in XLPE, anche in considerazione del loro minor costo. Nel Regno Unito, il National Grid (System Operator inglese) sta installando una linea con due circuiti in cavo interrato a 400 kV, in un tunnel profondo 40 m tra Elstree e St.John's Wood nel nord di Londra; il primo circuito è stato completato nel 2004, mentre il secondo sarà completato in un secondo momento in dipendenza dalla richiesta di energia elettrica. In Spagna, nel 2003, la Red Electrica de Espana (REE) ha stipulato un contratto con ABB e Pirelli Cavi per l'installazione di una linea in cavo interrato a 400 kV in XLPE all'aeroporto internazionale Barajas di Madrid. In Fig. 1 sono riportate due riproduzioni fotografiche di cavi in XLPE, rispettivamente per posa interrata e per posa sottomarina.



**Fig. 1** Cavo in XLPE: a) posa interrata; b) posa sottomarina

### I.3.2 LINEE GIL (GAS INSULATED LINES)

Gli elettrodotti blindati impieganti esafluoruro di zolfo ( $\text{SF}_6$ ) erano usati nei primi anni '70 soprattutto nelle sottostazioni per connettere l'apparecchiatura di manovra con le linee aeree, in modo da ridurre lo spazio d'ingombro rispetto alle linee isolate in aria.

Recentemente, l' $\text{SF}_6$  è stato abbandonato e sostituito da una miscela di  $\text{SF}_6$  e azoto molecolare  $\text{N}_2$ : essa possiede una maggiore capacità di isolamento e quindi permette la trasmissione a tensioni più elevate (fino a 550 kV) con lunghezze maggiori (potenzialmente più di 50 km).

Le linee sono costituite da un conduttore di alluminio supportato da isolatori e distanziatori, con un compartimento a gas pressurizzato rinchiuso in un contenitore di alluminio. In Fig. 2 è riportato uno schema di un elettrodotto GIL.

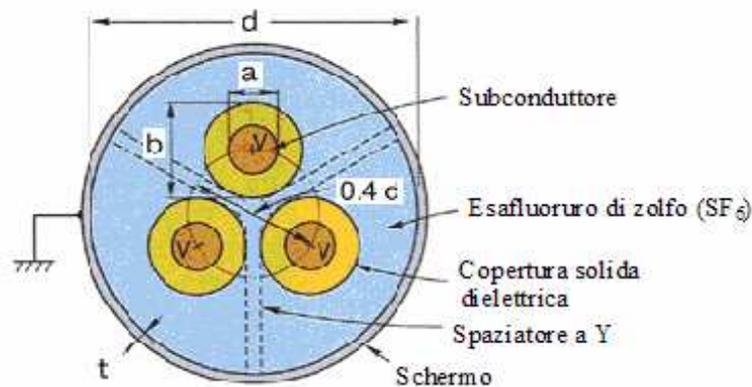


Fig. 2 Schema di un elettrodotto blindato (EBLI) o elettrodotto GIL

Tali elettrodotti sono di grande aiuto per il trasporto interrato di grandi potenze (oltre i 2000 MVA) nelle aree metropolitane e possono essere alloggiati direttamente nei tunnel o nel terreno. Essi hanno un'alta caricabilità, capacità di resistere alle alte correnti di cortocircuito e possono essere facilmente integrati in una rete in linea aerea senza dover adattare nessuna configurazione di protezione esistente. Presentano inoltre la favorevole caratteristica di emettere un campo magnetico molto basso: nell'involucro esterno in alluminio si inducono infatti correnti che per la legge di Lenz tendono ad annullare la causa che le ha generate, vale a dire la corrente nei conduttori; queste correnti tendono quindi a creare un campo magnetico opposto a quello creato dalle correnti principali, facendo sì che all'esterno il campo magnetico complessivo risulti molto mitigato. La posa di un elettrodotto blindato è un'operazione complessa ed è richiesta grande cura nella sua realizzazione, al fine di evitare infiltrazioni di polvere o di altri particolati.

In Europa, il primo elettrodotto blindato fu messo in opera in un tunnel di 700 m, nel 1975 nella foresta nera in Germania. Più recentemente, un cavo interrato di 450 m è stato messo in opera in un passaggio sotterraneo, in un'area densamente popolata di Ginevra. Nel mondo, circa 100 km di elettrodotti GIL sono stati posati alle tensioni tra 135 e 550 kV: le lunghezze dei singoli cavi sono comunque contenute. Tale tecnologia permette la rimozione di parti di linea aerea e altri vantaggi, come minori costi di manutenzione e minori perdite nella trasmissione.

In Fig. 3 è mostrata la posa di un EBLI entro un tunnel.



**Fig. 3** Posa entro tunnel di un GIL

### **I.3.3 CAVI HTS (HIGH TEMPERATURE SUPERCONDUCTING)**

Per la maggior parte del XX secolo, i fenomeni di superconduzione (conduzione di corrente quasi in assenza di perdite dovute alla resistenza) furono osservati solo alla temperatura dell'elio liquido ( $-268.9\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Il raggiungimento e il mantenimento di simili temperature hanno costi rilevanti, tali da rendere svantaggioso dal punto di vista economico l'utilizzo di materiali superconduttori. Negli anni '80, la scoperta di una classe di materiali ceramici, superconduttori a temperature notevolmente maggiori di quella di liquefazione dell'aria (circa  $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ , da cui il nome High Temperature Superconductivity), ha aperto nuove possibilità di applicazione della superconduttività. Questi materiali ceramici vengono messi entro tubi d'argento, che a loro volta vengono riscaldati e messi dentro casse che girano ad alta velocità: si ottengono così "fili" abbastanza lunghi per essere usati come cavi superconduttori.

Il loro principale vantaggio consiste nel fatto che essi possono trasportare una potenza fino a dieci volte maggiore di un analogo conduttore di rame. Tale tecnologia permette anche la trasmissione di energia elettrica a basse tensioni e ciò comporterebbe una riduzione o eventualmente un'eliminazione di trasformatori e di altri apparati di potenza, e di conseguenza si ridurrebbero i costi e la vulnerabilità del sistema, che risulterebbe più affidabile.

In Fig. 4 è riportata un'immagine di un cavo HTS per la superconduzione.



**Fig. 4 Cavo per la superconduzione (HTS)**

Il principale svantaggio di questa tecnologia è l'alto costo del cavo superconduttore. Sono in corso studi da parte di società e compagnie americane mirati allo sviluppo di processi di fabbricazione che riducano il costo dei cavi superconduttori.

Sono anche in corso una serie di progetti di ricerca nell'ambito dei cavi a superconduzione, tra cui Pirelli Energy Cables (Italia), NKT Cables (Danimarca), Southwire (USA), Sumitomo Electric Cables (Giappone), LG Cables (Korea), Condumex (Messico); queste ricerche hanno portato a un certo numero di progetti dimostrativi, inclusa una linea operativa a 400 m a Detroit (USA) e una di 90 m a Copenhagen (Danimarca).

Alcuni studi volti a valutare l'alta capacità di trasporto dei cavi in superconduzione sono stati eseguiti nel 2002; questi studi hanno portato alla conclusione che i cavi superconduttori potenzialmente possono condurre ad una maggiore affidabilità del sistema e apportare benefici alla capacità di trasporto.

In Danimarca, la NKT Cables, in collaborazione con l'Università Politecnica danese, con il supporto di alcune società elettriche danesi e del programma danese di ricerca sull'energia, ha lavorato per molti anni sulla tecnologia dei cavi superconduttori. Nel maggio 2001, questo ha permesso l'installazione a Copenhagen, per la prima volta al mondo in una rete pubblica, di cavi in superconduzione.

#### **I.4 CONDUTTORI IMPIEGATI NELLE LINEE AEREE AD ALTA TENSIONE**

Nel precedente paragrafo sono state brevemente richiamate le tecnologie disponibili per la realizzazione di linee di trasmissione ad alta e altissima tensione in cavo: i progressi fatti in questo campo e gli sforzi volti allo studio e al miglioramento di tali tecnologie rendono l'argomento degno di attenzione.

Eppure, nell'ambito delle linee miste, meritano un cenno anche le tecnologie disponibili per la realizzazione delle linee aeree: esse sono certamente più conosciute e consolidate delle tecnologie relative alle linee in cavo, ma anche questo campo conosce un'intensa e prolifica attività di ricerca. Prima di dare una breve descrizione delle principali soluzioni adottate per i conduttori di linee aeree di trasmissione, sembra opportuno ricordare quali sono le proprietà che caratterizzano un conduttore; esse possono essere sintetizzate nei seguenti punti: capacità di trasporto; robustezza; peso; diametro; resistenza alla corrosione; coefficiente di espansione termica; affaticamento; temperatura di funzionamento; stabilità termica; costo.

Si possono distinguere le seguenti categorie di conduttori aerei:

- conduttori omogenei: rame (non più utilizzato); AAC (All Aluminum Conductor: conduttore in solo alluminio); AAAC (All Aluminum Alloy Conductor: conduttore in sola lega di alluminio);
- conduttori non omogenei: ACAR (Aluminum Conductor Alloy Reinforced: conduttore in alluminio rinforzato in lega); ACSR (Aluminum Conductor Steel Reinforced: conduttore in alluminio rinforzato in acciaio); AACSR (Aluminum Alloy Steel Reinforced: conduttore in lega di alluminio rinforzato in acciaio); ACSS (Aluminum Conductor Steel Supported: conduttore in alluminio supportato in acciaio).

I motivi di una così ampia scelta [2] sono da ricercare nelle esigenze relative all'approvvigionamento di potenza (capacità di trasporto e perdite di potenza), nei requisiti di disegno della linea (distanze da coprire, freccia e interdistanze), ma anche in considerazioni di carattere ambientale (carico di vento, ghiaccio e temperature ambiente). I conduttori AAC erano largamente in uso fino allo sviluppo dei conduttori ACSR. Essi presentano le favorevoli caratteristiche di buona conduttività, buona resistenza alla corrosione, elevato rapporto conduttività/peso, discreta robustezza. Tipiche applicazioni sono quelle in cui sono previste piccole campate e grandi potenze da trasmettere, solitamente aree urbane. L'uso di conduttori AAAC è cresciuto sempre più velocemente per gli scopi della trasmissione e della distribuzione: essi stanno gradualmente sostituendo i conduttori AAC e ACSR in virtù dei loro diversi vantaggi rispetto ai conduttori tradizionali. Le caratteristiche principali dei conduttori AAAC sono ridotte perdite di linea, elevata robustezza, eccellente resistenza alla corrosione, buon rapporto conduttività/peso, aumento della campata, vita più lunga e il carattere omogeneo. Tipiche applicazioni sono quelle relative alla trasmissione e alla distribuzione di energia in ambienti particolarmente corrosivi.

I conduttori ACSR (Fig. 5) sono per il momento la tipologia di conduttori aerei più diffusa nei sistemi di trasmissione dell'energia; essi sono ampiamente impiegati anche nelle reti di distribuzione. A essi infatti è sempre stata riconosciuta un'indiscussa affidabilità, in particolare per la presenza dell'acciaio, che garantisce al conduttore ampi margini di sicurezza.



**Fig. 5 Sezione di un conduttore ACSR**

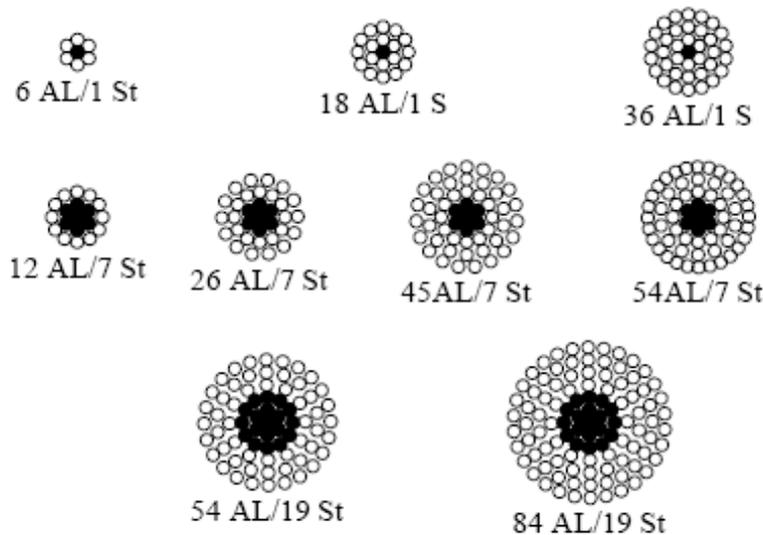
Nel tempo, la necessità di un maggiore rapporto robustezza/peso ha fatto sì che i conduttori ACSR si imponessero come la prima scelta dei progettisti: il loro impiego è così aumentato costantemente. Per questi conduttori, che sono stati a lungo la spina dorsale dei sistemi di trasmissione e di distribuzione, sono diffuse numerose varietà di costruzioni, in relazione alle condizioni di utilizzo, ma tutte sono caratterizzate da una configurazione comune. Essa prevede una corda di acciaio zincato, attorno alla quale si trovano uno o più strati di conduttori in alluminio (1350-H19). Gli ACSR uniscono la leggerezza e l'elevata capacità di trasporto dell'alluminio all'alta resistenza meccanica dell'acciaio zincato: l'acciaio permette infatti di ottenere elevate prestazioni meccaniche di tiro. Altre caratteristiche, che in passato hanno rappresentato motivo di

diffusione dei conduttori ACSR, sono le buone caratteristiche termiche, i valori di freccia relativamente bassi, la resistenza agli attacchi atmosferici, la ridottissima manutenzione, il miglior comportamento a contatto con altri materiali, l'economia di costo e la lunga durata di vita. Tipiche applicazioni sono quelle in cui sono previste campate di media e grande lunghezza, considerato l'elevato rapporto robustezza/peso e la discreta capacità di trasporto.

Il contenuto di acciaio varia in funzione del carico di rottura che si desidera ottenere. In generale, il modulo di elasticità di un conduttore elementare di alluminio risulta circa 1/3 del modulo di elasticità di un conduttore elementare di acciaio. Per i tutti i tipi di conduttori ACSR, il valore totale del modulo di elasticità varia secondo una legge che tiene conto del rapporto tra le sezioni alluminio e le sezioni di acciaio e secondo la formazione del conduttore stesso. Anche il coefficiente di dilatazione termica lineare varia secondo una legge che tiene conto del rapporto tra le sezioni alluminio e le sezioni di acciaio e del modulo di elasticità di ogni singolo componente del conduttore stesso. Al crescere del rapporto tra sezioni di alluminio e sezione di acciaio, risultano pesare maggiormente le caratteristiche meccaniche ed elettriche dell'alluminio rispetto a quelle dell'acciaio.

Poiché numerose possono essere utilizzate combinazioni di strati di alluminio e acciaio, è possibile variare le proporzioni di alluminio e acciaio per ottenere una vasta gamma di capacità di trasporto e di caratteristiche di resistenza meccanica. Il nucleo di acciaio può essere realizzato con tre diversi rivestimenti di zinco. La classe A è il rivestimento di zinco standard; per garantire una migliore protezione nel caso di condizioni particolarmente corrosive, sono più appropriate le classi B o C, dove C è il rivestimento più pesante.

Nella Tabella che segue vengono riportate i tipici rapporti alluminio/acciaio per i conduttori ACSR, mentre in Fig. 6 vengono mostrate le sezioni di conduttori ACSR per alcuni rapporti tipici.



**Fig. 6 Esempi di tipici rapporti per i conduttori ACSR**

Rapporti Tipici (Alluminio/Acciaio)
3/4
4/3
5/1
6/1
7/1
8/1
18/1
36/1
6/7
8/71
2/7
20/7
22/7
24/7
26/7
30/7
42/7
45/7
48/7
54/7
72/7
30/19
54/19
76/19
84/19

**Tab. 1** Tipici rapporti per i conduttori ACSR

## **I.5 ATTUALE IMPIEGO DI LINEE IN CAVO NEI SISTEMI DI TRASMISSIONE EUROPEI**

Di seguito vengono riportate alcune delle esperienze compiute a livello europeo che hanno visto l'impiego nel campo della trasmissione dell'energia di linee in cavo interrato [3] [4].

### **Austria**

L'Austria ha aggiunto dal 1990 soltanto 8 km di cavo sotterraneo a 380 kV, principalmente nelle aree urbane e nel collegamento delle centrali elettriche alle sottostazioni. Tuttavia, i programmi di sviluppo della rete dell'Austrian Power Grid (APG) per completare l'anello a 380 kV, specialmente nella zona tra il sud di Burgenland e ad est della Stiria, si sono fermati a causa delle comunità locali che non concedono il permesso per la costruzione della linea. Le comunità si sono espresse a favore di un cavo sotterraneo, che APG sostiene essere otto volte più costoso di una linea aerea. Gli atti della licenza per completare l'anello a 380 kV nella zona di Salisburgo, con la costruzione di una linea aerea da 150 km, stanno progredendo più linearmente. È inoltre in considerazione la costruzione di un'interconnessione supplementare con l'Italia, che corra attraverso il passaggio del Brennero, utilizzando il futuro traforo da 53 km per la linea ferroviaria ad alta velocità tra l'Austria e l'Italia. La tecnologia proposta per il collegamento è GIL, anche se nessuna decisione è stata ancora presa in merito alla continuazione del progetto.

## **Belgio**

La rete belga di trasmissione, gestita da Elia, include sei livelli di tensione differenti (tra 30 kV e 380 kV), così suddivisi: quasi tutta la rete dai 36 kV in giù è sotterranea; circa l'8% della rete a 70 kV e l'11% della rete a 150 Kv sono inoltre sotterranei; il resto della rete è costituito da linee aeree. A causa di una politica di governo fortemente limitante nei confronti della costruzione di nuove linee aeree, negli ultimi anni gli investimenti in nuove linee aeree sono stati minimi. Nel 1992, Electrabel ha prodotto una dichiarazione di principio in merito allo sviluppo di nuove reti elettriche: da allora, è stato posto un divieto alla costruzione di linee aeree nelle zone urbane e nuove linee aeree al di fuori dei centri urbani possono essere installate soltanto se rientranti in progetti già esistenti o previsti per l'infrastruttura generale (cioè ferrovie, strade principali, canali navigabili e aeroporti). Inoltre, è stato stabilito di non aumentare il numero totale di chilometri delle linee aeree alle tensioni di 30-220 kV. Al momento, tutte le nuove realizzazioni sono necessariamente fatte con linee in cavo sotterraneo. Gli investimenti più importanti di questi ultimi anni sono stati la costruzione di 14 km a 150 kV di linea in cavo sotterraneo, tra Braine-L'Alleud e Baisy-Thy, e i 24 km a 150 kV di linea in cavo sotterraneo, tra Avernas-Brustem-Landen. Ancora, il progetto riguardante i 30 km e gli ulteriori 21 km della sezione sotterranea del cavo a 150 kV in doppio circuito tra Bois l'Image e Avernas. Considerando che la totale lunghezza di cavo richiesta per queste sezioni intorno ad Avernas sarà più di 370 km, è da osservare che attualmente questo è uno dei progetti di linee in cavo sotterraneo più importanti in Europa. L'obiettivo fondamentale di questo progetto è quello di alimentare la linea ferroviaria ad alta velocità Bruxelles-Liegi-Köln.

## **Danimarca**

La Danimarca ha due reti ad alta tensione separate. La rete occidentale è gestita e controllata da Eltra, mentre in Danimarca orientale la Elkraft Transmission possiede la rete a 400 kV ed Elkraft System opera come Transmission System Operator TSO. La rete di Eltra è collegata per mezzo di cavi in c.c. sottomarini con la Norvegia e con la Svezia alla tensione di 250 kV. La rete di Elkraft è collegata con la Svezia per mezzo di cavi in corrente alternata alle tensioni di 400 kV (due cavi installati nel 1973 e nel 1985), di 132 kV e di 60 kV. La rete orientale della Danimarca è inoltre collegata con la Germania da un cavo a 400 kV in corrente continua di 166 km, con una capacità di 600 MW. È stata presa la decisione di collegare i due sistemi: la capacità sarà di 300 MW e sarà posato un cavo sotterraneo a 400 kV di 70 km. Tra i Paesi europei, la Danimarca è stata in prima linea nella sostituzione di linee di trasmissione aeree con linee in cavo, in coerenza con una decisione presa all'inizio degli anni '90 volta alla ristrutturazione del sistema di alimentazione della zona più grande di Copenhagen. Ciò ha incluso la sostituzione di sei linee aeree a 132 kV che collegavano l'area metropolitana con due nuovi collegamenti in cavo a 400 kV nel nord e nel sud della città; i due collegamenti, realizzati con cavi a 400 kV isolati in XLPE della lunghezza di 22 km e di 14 km, sono entrati in funzione rispettivamente nel 1997 e nel 1999. Inoltre, per rinforzare la rete a 400 kV nella zona occidentale della Danimarca, Eltra sta sviluppando un collegamento a 400 kV che interessa una distanza di 140 km (Aalborg-Aarhus). La linea, con una capacità di 1200 MW, è principalmente aerea, ma diviene interrata in corrispondenza dei punti di attraversamento di aree urbane e di zone di interesse ecologico. Tre sezioni del cavo (2.5 km, 4.5 km, 7 km) sono state sviluppate usando cavi XLPE (in doppio circuito). La parte sotterranea copre soltanto il 10% della lunghezza dell'intero collegamento, ma rappresenta un quarto del costo dell'intera linea.

## **Finlandia**

La rete di trasmissione finlandese consiste di 3793 km di linee aeree a 400 kV e di 2500 km di linee a 220 kV. Le linee in cavo sono impiegate al minimo (34 km di cavo sotterraneo in c.c. e 99 km di cavo sottomarino, collegamento di Fenno-Skan con la Svezia): ciò è dovuto al fatto che Fingrid considera la soluzione in cavo economicamente non giustificabile, date le lunghe distanze di trasmissione tipiche della Finlandia, ed eccessivamente limitante dal punto di vista dell'utilizzazione della zona in cui è interrato il cavo. Sono allo studio ulteriori potenziamenti della capacità tra la Finlandia e la Svezia: è previsto l'aumento della capacità del cavo in c.c. di Fenno-Skan del 10÷20% e la costruzione di una terza linea in c.a. a 400 kV nel nord del Paese.

## **Francia**

Il RTE (Gestionnaire du Réseau de Transport d'Electricité) gestisce due sottosistemi: una rete principale di trasmissione a 400 kV di interconnessione usata per gli scambi di energia tra le regioni francesi e gli altri Paesi limitrofi e una rete regionale di trasmissione secondaria con tre livelli di tensione: 225 kV, 90 kV e 63 kV. Circa il 3% della rete a 63/90 kV e a 225 kV è interrato, principalmente in corrispondenza degli agglomerati urbani. Nell'ambito della cooperazione tra EDF (Électricité De France, maggiore azienda francese di produzione e distribuzione dell'energia) e SNCF (Société Nazionale des Chemins de Fer), sono stati esaminati un certo numero di progetti, tra cui la nuova linea a 400 kV tra Francia e Italia che utilizzi la nuova linea ferroviaria ad alta velocità Lione-Torino. Nel 1997, è stato raggiunto un accordo in base al quale EDF dovrebbe interrare il 20% di tutte le nuove linee ad alta tensione. RTE dichiara che l'obiettivo è stato raggiunto nel 1998, in cui un quarto di tutte le nuove linee ad alta tensione (cioè 63 kV-150 kV) è stato posato nel sottosuolo. Nel 1999 è stato stretto un nuovo accordo, per il quale la percentuale di linee in cavo è stata aumentata al 25%. È stato inoltre stabilito che non ci sarebbe stato aumento nella lunghezza totale della linea aerea. La priorità è data agli investimenti nelle aree urbane, dove le tensioni sono più basse e, anche se la Francia è uno dei Paesi più avanzati nell'interramento di nuove linee, le linee in cavo si sono attestate a tensioni comprese tra 150 kV e 230 kV, mentre non vi sono stati interramenti di linee a 380 kV negli ultimi anni. Le ragioni della politica francese nei confronti della costruzione di nuove linee risiede negli avvenimenti del dicembre 1999, in cui violenti tempeste hanno distrutto parti significative del sistema elettrico francese. Le autorità francesi hanno allora deciso di seguire una nuova politica di interramento del loro sistema elettrico, in modo da assicurare la disponibilità del servizio anche nelle condizioni atmosferiche più avverse. I progetti più importanti richiedono l'approvazione dalla Commissione Nazionale del Pubblico Dibattito (un corpo indipendente) più l'accettazione da parte delle autorità locali. Per il processo di autorizzazione occorrono solitamente almeno cinque anni. La Francia impiega la tecnologia XLPE alle più basse tensioni sin dagli anni '70 e recentemente ha sviluppato una linea GIL di piccola lunghezza (300 m), che collega una centrale nucleare ad una sottostazione. Le preoccupazioni riguardo l'uso della tecnologia GIL si riferiscono principalmente all'uso di SF<sub>6</sub>, il quale è un fattore che contribuisce all'aumento dell'effetto serra.

## **Germania**

La rete ad alta tensione tedesca è attualmente posseduta da quattro grandi aziende integrate, E.ON Netz, RWE Net, EnBW Transportnetze (filiali delle tre più grandi aziende tedesche di elettricità) e Vattenfall Europe AG, che controlla HEW, BEWAG e VEAG. Vi sono circa 35 km a 220 kV e 62 km a 380/400 kV di linee in cavo interrato

che si trovano principalmente in centri densamente popolati come Berlino. L'autorizzazione per i nuovi progetti è precisata nella legge di progettazione ambientale del 1990. Essa fissa le procedure di progettazione da adottare per la costruzione di nuove linee a 110 kV e oltre. Le procedure precisate includono la preparazione del documento di progettazione e la partecipazione dei comuni interessati dal tracciato; è richiesta inoltre una valutazione di impatto ambientale (EIA Environmental Impact Assessment). Il permesso non è rigoroso quanto in altri Stati Membri dell'Unione Europea. A Berlino, l'anello di alimentazione intorno al centro urbano è costituito da linee diagonali interrato in c.a. a 400 kV. Una prima sezione di 10.6 km è stata costruita nel 1978 in doppio circuito a 400 kV, con isolamento in olio a bassa pressione; una seconda sezione di 7.5 km è stata sviluppata all'inizio degli anni '90 in doppio circuito a 400 kV con cavi isolati in olio fluido a bassa pressione; una nuova sezione di 6.3 km composta da due circuiti è stata commissionata alla fine degli anni '90. È stata impiegata la tecnologia di isolamento sintetico del cavo, posando 6 cavi XLPE alla tensione di 400 kV in un traforo ad una profondità di 25-35 m sotto la città.

### **Italia**

La rete italiana consiste di 9761 km di linee a 380 kV, di 12557 km di linee a 220 kV e di 20332 km di linee a 150/132 kV. La Sicilia è collegata al continente da un cavo in c.a. a 380 kV (sono allo studio programmi per il raddoppio della capacità). L'unico progetto di cavo interrato attualmente in discussione riguarda una nuova linea di 27 km a 380 kV nella zona di Milano che collega Turbigo con Rho. Uno studio di fattibilità è stato effettuato da Terna, ma ancora il progetto non è stato autorizzato. Il ricorso a linee in cavo può essere considerato nel progetto di completamento della linea a 380 kV fra Santa Sofia e Matera. Il progetto, avviato nel 1992, è stato parzialmente realizzato ma non è stato completato: l'autorizzazione è stata sospesa dall'autorità regionale per via dei cambiamenti previsti nella linea e una valutazione di impatto ambientale (EIA Environmental Impact Assessment) deve ancora essere approvata. Sono previsti altri investimenti che includono una linea di 40 km a 380 kV che colleghi Redipuglia e Udine. Vi sono inoltre programmi volti allo sviluppo di una linea di 215 km a 380 kV fra Rizziconi e Laino, in sud Italia, per rinforzare la rete tra la Sicilia e la Calabria.

### **Norvegia**

Negli ultimi dieci anni, Statnett non ha investito significativamente in nuove linee elettriche o in cavo, ad eccezione di un cavo sottomarino tra la Norvegia e la Danimarca (Skagerrak). Gli investimenti previsti in Norvegia includono una linea interrata di 130 km a 300 kV tra Klaebu e Sunndalsøra. Statnett inoltre sta progettando lo sviluppo di nuovi collegamenti sottomarini con l'Olanda (NorNed) e il Regno Unito (Mare del Nord Interconnector); Statnett (con Statkraft ed E.ON) ha tuttavia interrotto la discussione intrapresa con la Germania per la realizzazione di un collegamento in cavo tra i due Paesi. La strategia di lunga durata volta all'espansione della rete di trasmissione include la costruzione di nuove linee a 420 kV, la ricostruzione delle linee esistenti da 300 kV a 420 kV, ma non prevede alcun progetto di linee in cavo sotterranee.

### **Olanda**

La lunghezza del circuito a 380 kV nei Paesi Bassi è di circa 2000 km ed è realizzata tutta in la linea aerea, a parte alcuni cavi in prossimità delle centrali elettriche e delle zone industriali. Vi sono oltre 220 km di cavo sotterraneo a 150 kV (principalmente posseduto da TZH). Negli ultimi anni, vi è stato soltanto un minimo investimento nell'estensione della rete, dovuto in parte alle difficoltà incontrate nell'ottenere

l'approvazione per le nuove linee di trasmissione. Alcune nuove linee sono allo studio e il ricorso a linee in cavo sarà considerato, nel caso si configuri una forte opposizione ambientale; ma Tennet preferisce le linee aeree, in quanto meno costose e più sicure.

### **Portogallo**

L'uso dei cavi come alternativa non è stato preso seriamente in considerazione nel Portogallo, anche se Rede Eléctrica Nacional (REN) richiede di effettuare una valutazione EIA per l'approvazione ministeriale su tutti gli investimenti riguardanti le nuove linee di trasmissione. Soltanto 11 km della rete a 220 kV è in cavo. Le priorità principali della trasmissione nel Portogallo negli ultimi anni sono state quelle legate al miglioramento delle interconnessioni con la Spagna. Gli attuali progetti riguardano l'aumento della capacità della linea Balboa-Alqueva e una nuova linea lunga 86 km da 1350 MVA (Douro Internazionale) che colleghi Recarei e Aldeadavila.

### **Regno Unito**

Nel Regno Unito vi erano quattro sistemi di trasmissione, tre dei quali sono stati unificati sotto un unico System Operator, il National Grid; il restante è il sistema di trasmissione gestito da Northern Ireland Electricity. Il sistema di trasmissione della rete nazionale funziona a 400 kV e a 275 kV e ha una lunghezza di circa 10400 km di linee a 400 kV, 3615 km di linee a 275 kV, 132 km di linea in cavo sotterraneo a 400kV e 425 km di linea in cavo a 275 kV nel Galles e nell'Inghilterra. Vi è un'interconnessione con la Scozia dalla capacità di 1 600 MW alla tensione di 400 kV: il collegamento deve essere rinforzato tramite la costruzione di una linea da 75 km (di cui 5.7 km sotterranei) nel Nord Yorkshire. Nel Galles e nell'Inghilterra, l'approvazione per la costruzione di tutte le nuove linee aeree, a eccezione delle più piccole, dipende dalla Segreteria di Stato del Dipartimento del Commercio e dell'Industria. Come parte di tutto il processo di approvazione, la costruzione di una linea aerea oltre i 220 kV e di lunghezza oltre 15 km richiede una valutazione di impatto ambientale (EIA). Nella pratica, la valutazione EIA è richiesta raramente. Nel caso in cui vi dovessero essere obiezioni alla costruzione della linea, la Segreteria di Stato è tenuta a richiedere un'inchiesta pubblica. Un caso recente riguarda la linea da 75 km fra Middlesbrough e York: è stato sollevato un significativo interesse pubblico in merito alla decisione di far passare attraverso la Valle di York linee aeree piuttosto che linee in cavo. La domanda per la costruzione della linea fu presentata nel 1991: sono stati necessari dieci anni, segnati da parecchie inchieste e udienze pubbliche, per l'ottenimento di tutti i consensi e i lasciapassare per la messa in opera della linea. Attualmente, uno dei progetti di linee in cavo nel Regno Unito interessa il rinforzo dell'alimentazione del centro urbano di Londra: una linea a 400 kV, dalla capacità di 1200 MW, si compone di due circuiti in cavo con isolamento sintetico XLPE e riguarda una distanza di 20 km dal centro di Londra fino alla zona suburbana; il collegamento è posato in un traforo.

### **Spagna**

La rete spagnola si è espansa velocemente negli ultimi anni e Red Electrica de Espana (REE) attualmente ha circa 1800 km delle linee a 400 kV in costruzione. Come in Portogallo, l'uso dei cavi come alternativa non è stato preso seriamente in considerazione, anche se, come altrove nell'Unione Europea, per tutte le nuove linee elettriche di alta tensione con una lunghezza al di sopra di 15 km è richiesta un'EIA. La costruzione di nuove linee aeree ha incontrato in Spagna una forte opposizione. La Spagna sta costituendo un fondo per la ricerca sulle linee HTS e sta esaminando molto attentamente gli sviluppi tecnologici dei cavi GIL, che sono stati considerati per il progetto di ampliamento dell'aeroporto di Madrid. Il progetto di estensione

dell'aeroporto comprende la sostituzione della linea aerea con una linea sotterranea, che impieghi la tecnologia XLPE, posata in un traforo per una lunghezza complessiva di 12.1 km.

### **Svezia**

La rete svedese consiste di circa 10643 km a 400 kV e 4295 km a 220 kV principalmente sviluppati da nord a sud. Vi sono soltanto 4 km di linee in cavo a 400 kV e 7 km di cavo a 130 kV. Analogamente agli altri Paesi nordici, le linee aeree sono preferite ai cavi a 400 kV. Il Paese è scarsamente popolato e la lunghezza media delle linee è molto più grande di quella riscontrata nella maggior parte dei Paesi dell'Europa continentale. Uno studio in corso interessa l'aumento della capacità della trasmissione tra la Norvegia e la Svezia, in parte dovuto all'aumento previsto nella capacità tra la Svezia e la Finlandia. Questi programmi si concentreranno maggiormente sulla realizzazione di nuove linee aeree piuttosto che su linee in cavo, con l'eccezione di un possibile cavo sottomarino in c.c. tra la Norvegia e il sud della Svezia.

### **Svizzera**

La rete ad alta tensione consiste di circa 1600 km di linee a 400 kV e circa 5000 km di linee a 220 kV ed è controllata da sette aziende integrate: Atel Netz, BKW-FMB ed EOS formano il gruppo occidentale, mentre CKW, EGL Grid, EWZ e NOK formano il gruppo orientale. Nel 1999, le aziende hanno istituito ETRANS, il cui ruolo principale è quello di coordinare la trasmissione di energia tra le varie reti. Una grande incertezza riguarda il futuro mercato dell'elettricità in Svizzera, tra cui anche la futura organizzazione della rete elettrica. Per quanto riguarda l'interramento di linee di trasmissione, è da riportare l'esperienza fatta nel progetto di estensione del Centro Espositivo di Ginevra, il quale ha interessato la sostituzione di una doppia linea aerea da 420 m a 220 kV, che attraversava l'aeroporto di Ginevra ed era parte della rete internazionale di UCTE. La soluzione scelta è stata quella della tecnologia GIL, per via della rigorosa richiesta di una bassa interferenza magnetica nelle vicinanze dell'aeroporto. Due circuiti di tre cavi GIL (uno per fase) a 400 kV sono stati posati all'interno di un traforo sotto il livello dell'aeroporto. Il progetto ha avuto inizio nel mese di settembre del 2000 ed è stato completato nell'arco di tre mesi. Questo collegamento è della seconda generazione di GIL, in quanto come mezzo isolante è stata usata una nuova miscela di gas, principalmente costituita da azoto (80%) e da SF<sub>6</sub> (20%).

In conclusione a questo paragrafo, risulta interessante riportare una breve sintesi delle politiche regolatorie adottate in ambito europeo nel campo della realizzazione di linee di trasmissione, di cui si sono dati singoli cenni per alcuni dei Paesi discussi in precedenza.

I documenti che si riferiscono specificatamente alla costruzione di linee aeree o in cavo sotterraneo sono pochi; fanno eccezione il Belgio, con la presenza di un divieto volontario di costruzione di nuove linee aeree, e la Francia, nella quale esiste un accordo tra governo e industria per quanto riguarda le politiche e gli obiettivi di interrimento. In altri Paesi, quale per esempio la Svizzera, il processo di approvazione può essere difficile e lungo, in quanto il governo può sottoporre i progetti più importanti di infrastrutture ad una Pubblica Inchiesta. L'autorizzazione per la costruzione di linee ad alta tensione supplementari richiede solitamente l'approvazione a livello federale. Le autorizzazioni e i permessi possono anche essere richiesti al livello di ente pubblico territoriale: l'intero processo può richiedere molto tempo (fino a 10 anni in alcuni casi).

All'interno dell'Unione Europea, tutti gli Stati membri hanno recepito la direttiva EIA (valutazione di impatto ambientale): questa richiede che sia effettuata un'EIA per tutte le linee elettriche con tensione oltre i 220 kV e oltre 15 km di lunghezza. Alcuni Stati membri hanno però fissato limiti più severi. In Italia, per esempio, un'EIA è obbligatoria per tutte le linee oltre i 150 kV, di lunghezza oltre 15 km. A livello regionale, un'EIA è richiesta per tutte le linee oltre i 100 kV e oltre i 10 km. Inoltre, per le linee tra i 3 e i 10 km, è previsto un processo di selezione. I progetti che prevedono la costruzione di nuove linee in zone caratterizzate da particolari condizioni ambientali, zone densamente popolate o terreni già attraversati da altre linee, con molta probabilità richiedono anch'essi un'EIA. I requisiti specifici che devono essere inclusi in un'EIA sono abbastanza generali; tuttavia, c'è da aspettarsi che ogni progetto di costruzione di linee elettriche ad alta tensione richiederà inevitabilmente una serie di problematiche che dovranno essere affrontate, quali ad esempio il ricorso a percorsi alternativi o all'interramento delle linee.

## **I.6 COMPATIBILITÀ ELETTROMAGNETICA**

Negli ultimi si è assistito ad un crescente interesse, da parte di esperti e non esperti, nei confronti delle problematiche legate all'inquinamento elettromagnetico prodotto dai sistemi ad alta e altissima tensione. La compatibilità elettromagnetica, disciplina che studia la generazione, la trasmissione e la ricezione di energia elettromagnetica, in relazione agli effetti indesiderati che questa può comportare sull'uomo e nell'ambiente circostante, all'interno del suo ampio campo di applicazione si occupa anche dei sistemi di trasmissione dell'energia. In tale contesto, rientrano sia aspetti tecnici, quali lo studio delle emissioni prodotte e le metodologie per la schermatura dei campi, che aspetti normativi, come la limitazione del valore dei campi elettromagnetici.

### **I.6.1 EMISSIONE DI CAMPI ELETTROMAGNETICI**

I campi elettromagnetici si suddividono in relazione alla loro frequenza in tre categorie: ELF Extremely Low Frequency, campi a bassa frequenza (da 0 a 300 Hz); IF Intermediate Frequency, campi a media frequenza (da 300 Hz a 10 MHz); RF Radio Frequency, campi a radio frequenza (da 10 MHz a 300 GHz). I campi generati dalle linee elettriche (frequenza di 50 Hz), rientrano nella categoria degli ELF; in questo caso, è possibile studiare separatamente i campi elettrici e i campi magnetici, i quali si possono ritenere come disaccoppiati considerato il modesto valore di frequenza.

L'intensità del campo elettrico dipende dalla tensione di esercizio della linea: essa è un parametro costante all'interno della linea, quindi, per una linea ad una data tensione, il campo elettrico in un determinato punto risulta costante nel tempo; l'intensità del campo elettrico diminuisce invece all'aumentare della distanza dalla linea e dell'altezza dei conduttori. Il campo elettrico ha la caratteristica di essere facilmente schermabile per mezzo di oggetti quali legno e metallo (alberi ed edifici): tra l'esterno e l'interno di un edificio, ad esempio, si ha una forte riduzione (10-100 volte inferiore) del campo elettrico.

L'intensità del campo magnetico dipende proporzionalmente dalla corrente circolante nella linea: essa è variabile nel tempo in relazione alle richieste di energia. Anche l'intensità del campo magnetico diminuisce all'aumentare della distanza dalla linea e dell'altezza dei conduttori dal suolo; a differenza del campo elettrico, però, il campo

magnetico non è schermabile dalla maggior parte dei materiali di uso comune, per cui risulta praticamente invariato all'esterno e all'interno degli edifici.

Nelle linee interrate il campo elettrico risulta fortemente attenuato sia dal terreno che dalla schermatura dei cavi, mentre lo stesso non avviene per il campo magnetico. In generale, si può affermare che l'intensità del campo elettrico a livello del suolo, immediatamente al di sopra di una linea interrata, è inferiore all'intensità del campo elettrico immediatamente al di sotto di una linea aerea in conduttori nudi alla medesima tensione. Per contro, l'intensità del campo magnetico risulta maggiore nel caso di linee in cavo interrate, in quanto viene ridotta la distanza dal terreno della linea (profondità di interrimento minore rispetto all'altezza dei conduttori). Nelle Figure che seguono viene riportato l'andamento del campo magnetico ad un metro dal suolo generato da un elettrodotto a 380 kV (Fig. 7) e da una linea in cavo alla stessa tensione (Fig. 8), entrambi in doppia terna [3]. Si nota che, rispetto alla linea aerea, la linea in cavo presenta un valore più grande del campo magnetico generato, ma allontanandosi dall'asse della linea l'intensità del campo diminuisce maggiormente nel caso della linea in cavo. L'aumento del campo magnetico nel caso di linea interrata non deve essere comunque trascurato: vanno allora considerate opportune tecniche di schermatura dei campi generati.

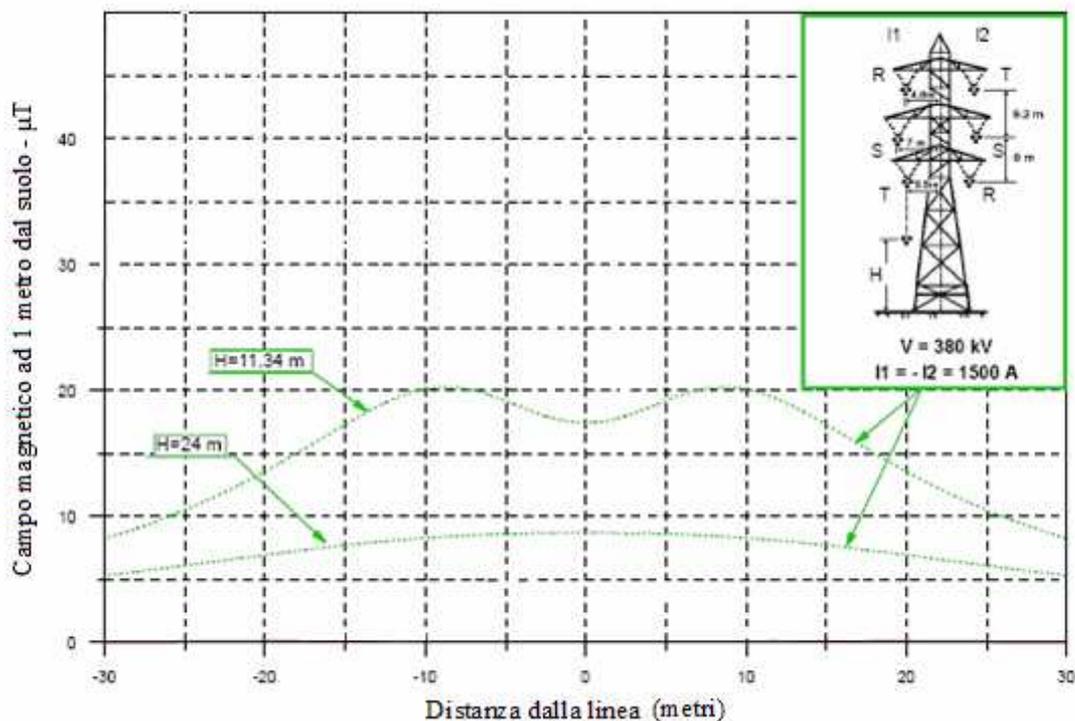


Fig. 7 Campo magnetico generato da una linea aerea (fonte: TERNA)

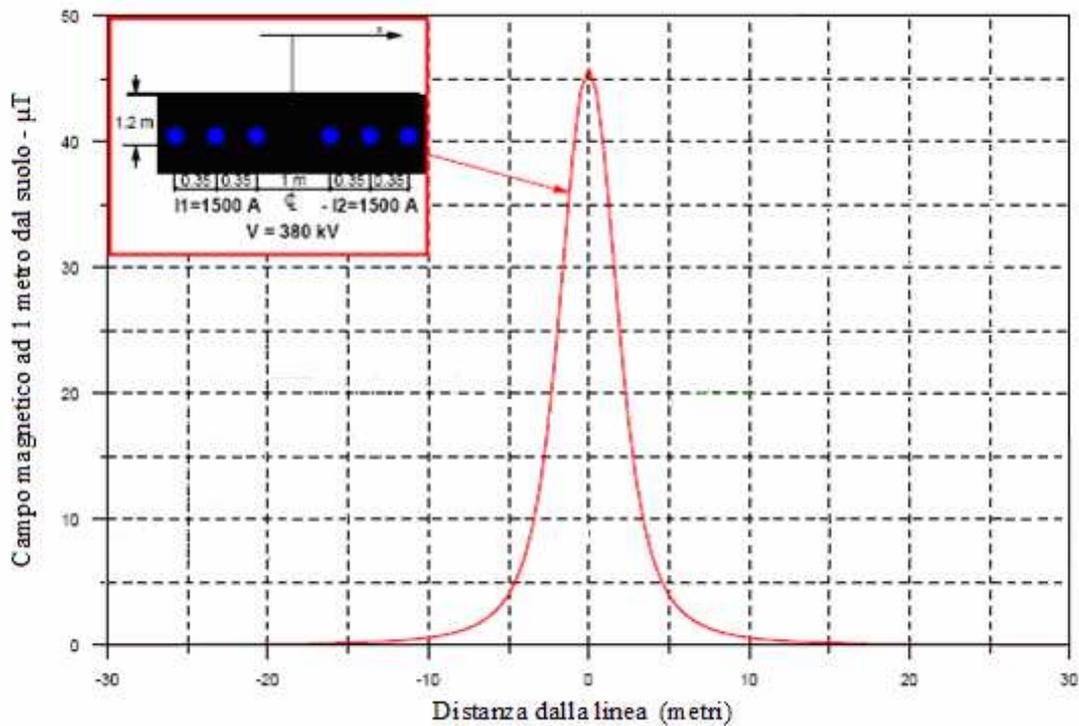


Fig. 8 Campo magnetico generato da una linea in cavo (fonte: TERNA)

## I.6.2 METODOLOGIE DI SCHERMATURA

Le metodologie esistenti per la schermatura dei campi magnetici generati da una linea ad alta tensione si differenziano nel caso di linee aeree e di linee in cavo. Nel seguito verranno descritti i principali metodi che permettono la riduzione del campo generato in entrambi i casi.

### Linee aeree

Il campo magnetico prodotto dalle linee aeree ad alta tensione dipende da vari parametri, quali l'intensità della corrente, la disposizione delle fasi, la distanza tra le fasi e l'altezza da terra. I metodi a disposizione per ridurre il campo magnetico possono essere sintetizzati nei seguenti provvedimenti:

- ridurre la corrente circolante in linea: con la corrente si riduce l'intensità del campo, ma allo stesso tempo anche l'energia trasmessa; per questa ragione questo è un metodo difficilmente praticabile;
- compattare la linea: ciò significa ridurre la distanza tra le fasi al minimo permesso dalle norme di sicurezza per la manutenzione della linea, dall'affidamento riguardante la tenuta delle distanze in aria alle sovratensioni e dalla necessità di limitare gli effetti del fenomeno corona;
- ottimizzare gli angoli di fase di linee a doppia terna o di linee parallele: se le due linee sono identiche, trasportano la stessa corrente e hanno le fasi invertite (disposizione R-S-T/T-S-R), il campo risulta ridotto;
- realizzare le linee a fasi separate (split-phase lines): sono realizzazioni speciali che consistono nello sdoppiare due o tre fasi ciascuna in due conduttori, disposti in posizione tale che i baricentri di tutte le fasi coincidano; viene ridotto anche il campo elettrico;

- realizzare una schermatura passiva con spire di conduttori (anello di compensazione): è un metodo potenzialmente molto efficace, applicabile a tratti di linea, che consiste nell'installazione di conduttori formanti spire nelle quali le correnti indotte producono per reazione un campo magnetico che si oppone al campo magnetico della linea che le ha generate;
- realizzare una schermatura attiva con spire di conduttori: la soluzione è simile a quella della schermatura passiva; la differenza è che in questo caso le correnti nelle spire non sono indotte ma sono imposte da correnti ausiliarie (alimentazione separata);
- realizzare la schermatura di edifici o aree all'interno di edifici: si usa per schermare strutture particolari, come ospedali o alcune aree industriali; è un metodo molto costoso;
- realizzare linee a spirale: metodo più teorico che pratico, consiste nel ruotare in modo continuo la disposizione delle fasi; la trasposizione delle fasi di una linea a configurazione triangolare da un sostegno all'altro si può ritenere come una parziale applicazione di questo metodo.

### **Linee in cavo**

Il campo magnetico prodotto dalle linee in cavo ad alta tensione può essere ridotto ricorrendo a due differenti tipologie di provvedimenti: metodi intrinseci, nei quali si opera direttamente sulla sorgente, modificando i parametri (elettrici e geometrici) che influenzano la generazione del campo, e metodi esterni, in cui si interviene dall'esterno per modificare la distribuzione del campo nell'ambiente circostante. Spesso i due metodi vengono combinati.

Metodi estrinseci sono la tecnica dello "split-phase" e quella del "solid bonding". La prima, analogamente a quanto visto per le linee aeree, sfrutta le proprietà offerte dalla geometria di posa e consiste nello sdoppiare due delle fasi su quattro cavi e disporle simmetricamente intorno alla terza fase. La seconda tecnica, invece, è analoga al "cross bonding" (trasposizione dei mantelli dei cavi) e sfrutta la libera circolazione delle correnti negli schermi metallici dei cavi, qualora questi risultino collegati tra loro alle estremità: l'utilizzo di materiali ad elevata conducibilità e di sezioni maggiori determina un aumento delle correnti circolanti negli schermi dei cavi, con conseguente riduzione del campo magnetico complessivo.

Metodi esterni di schermatura sono invece i seguenti:

- circuiti di compensazione: in prossimità dei cavi vengono opportunamente disposti dei materiali conduttori, all'interno dei quali ha luogo la circolazione di correnti parassite, esse generano un campo magnetico che si oppone a quello dei conduttori di fase, con effetto schermante; questo metodo è stato applicato nella schermatura dei giunti di un impianto a 400 kV realizzato nella città di Vienna con cavi in XLPE;
- schermi di materiali a elevata conducibilità: la circolazione di correnti parassite è ottenibile utilizzando come elementi schermanti lastre metalliche a elevata conducibilità, posizionate al di sopra dei cavi; questo tipo di soluzione è la migliore nel caso si debba intervenire su linee in cavo già posate, in quanto consente di intervenire senza rimuovere i cavi, in modo idoneo sia dal punto di vista tecnico-economico sia dal punto di vista ambientale;
- schermi di materiali ferromagnetici: tali materiali, avendo una permeabilità più elevata di quella dell'aria, offrono una via preferenziale al campo magnetico; si può ottenere una buona schermatura realizzando strutture che circondino il più possibile la linea in cavo; le tipologie di schermi magnetici che si utilizzano sono la tubazione ferromagnetica e la canaletta richiudibile.

## I.7 COMPORTAMENTO IN REGIME STAZIONARIO

Le linee elettriche in cavo ad altissima tensione presentano caratteristiche precise, che ne condizionano il comportamento e le differenziano sostanzialmente dalle linee aeree; tali caratteristiche sono:

- una minore impedenza caratteristica  $Z_c$ , circa 10 volte più piccola di quella di una linea aerea di analoghe caratteristiche;
- una portata di corrente  $I_z$  (ampacity) minore rispetto a quella di una linea aerea di analoga sezione, a causa del poco agevole smaltimento del calore;
- un grosso assorbimento di potenza reattiva capacitiva, legato al comportamento da condensatore del cavo.

In particolare, gli effetti della maggiore potenza reattiva richiesta riguardano significative sovratensioni temporanee, che si possono generare nel caso di distacco del carico o di messa in tensione della linea a vuoto, e la potenza attiva trasportabile dal cavo, che altrimenti deve farsi carico di tale potenza reattiva.

La massima lunghezza che può essere raggiunta da una linea in cavo risulta influenzata dai fattori suddetti e assume differenti valori a seconda che la linea in cavo funzioni da sola o sia parte di una linea mista.

### I.7.1 LUNGHEZZA LIMITE DI LINEE IN CAVO E LINEE MISTE

La massima lunghezza di una linea in cavo in altissima tensione risulta essere la più piccola tra quelle determinate applicando differenti criteri di calcolo: se la linea in cavo fa parte di una rete magliata di potenza, il criterio del limite termico è il più restrittivo, in particolare quando venga applicata la compensazione shunt.

Date la portata  $I_z$  del cavo e la corrispondente potenza apparente  $S_z = \sqrt{3} \cdot V \cdot I_z$ , la massima lunghezza al limite termico  $L_{CT}$  della linea in cavo si calcola imponendo che, per una data potenza attiva  $P_R$  all'estremità ricevente, le potenze apparenti ad entrambe le estremità del cavo siano uguali a  $S_z$ . Indicati con  $l_d$  e  $c_d$  rispettivamente l'induttanza e la capacità di servizio alla sequenza diretta della linea in cavo, con  $Z_c = \sqrt{l_d/c_d}$  l'impedenza caratteristica, con  $k = \omega Z_c$  la costante di propagazione e con  $\rho = P_S/S_z$  il coefficiente di declassamento del cavo, la lunghezza limite  $L_{CT}$  della linea, supponendo questa priva di perdite, si ottiene dalla relazione [5]:

$$L_{CT} = \frac{1}{k} \operatorname{arctg} \left[ \frac{2P_c S_z}{P_c^2 - S_z^2} \sqrt{1 - \rho^2} \right] \quad (1)$$

dove  $P_c = V^2/Z_c$  è la potenza caratteristica della linea in cavo, valutata alla tensione  $V$ , supposta la stessa per entrambe le estremità del cavo. Dalla (1) si può affermare che la lunghezza limite  $L_{CT}$  cresce al diminuire della potenza attiva trasmessa  $P_S$  (si riduce il coefficiente  $\rho$ ), all'aumentare della distanza interfase (cresce  $S_z$  e diminuisce  $P_c$ ), migliorando il sistema di raffreddamento del cavo (cresce  $S_z$ ) e diminuendo, a pari potenza trasmessa, la tensione  $V$  di esercizio del cavo (il bilancio di potenza reattiva risulta più favorevole).

Nel caso di linea con lunghezza pari ad  $L_{CT}$ , è possibile tracciare gli andamenti qualitativi della tensione  $V$ , della corrente  $I$  e dei flussi di potenza attiva  $P$ , reattiva  $Q$  e apparente  $N$ . Essi sono riportati in Fig. 9.

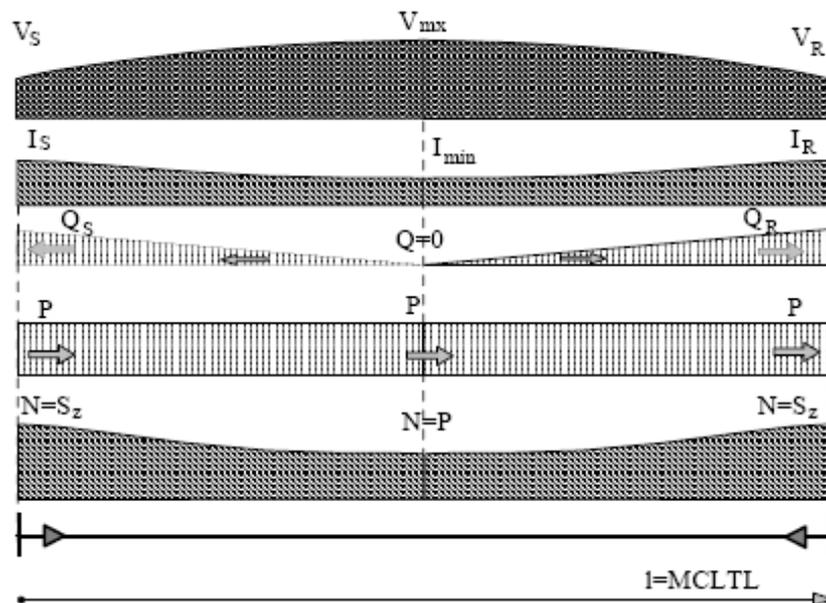


Fig. 9 Andamenti di tensione, corrente e flussi di potenza in una linea di lunghezza pari a  $L_{CT}$

Dall'applicazione dell'equazione (1) a una linea in cavo isolato in XLPE, alla tensione di 400 kV, frequenza 50 Hz, con sezione conduttrice di rame  $S_{CU}=2500 \text{ mm}^2$ , risulta che per valori del coefficiente di declassamento  $\rho$  compresi tra 0.9 e 0.95 la lunghezza limite  $L_{CT}$  è compresa tra 65 e 100 km, con valori maggiori al crescere della sezione conduttrice; per  $\rho$  compreso tra 0.8 e 0.85, la  $L_{CT}$  aumenta fino a 100÷113 km. Si nota inoltre che un aumento della distanza tra le fasi determina un aumento della  $L_{CT}$  (aumento di  $x_d$  e di  $S_z$ ) fino a valori di 115 km per distanze tra le fasi di 1 m. In ogni caso, la potenza reattiva iniettata dal cavo nella rete è cospicua: per  $\rho=0.9\div 0.95$ , si va da un minimo di 2x320 MVAR ad un massimo di 2x545 MVAR.

È da osservare che il controllo del coefficiente  $\rho$ , rapporto tra la potenza attiva trasmessa dalla linea  $P_S$  e la potenza apparente  $S_z$  corrispondente alla portata  $I_z$ , non sempre risulta praticabile in esercizio, in particolare nelle linee di interconnessione internazionale, per cui i valori di  $L_{CT}$  prima riportati sono da intendersi come orientativi.

Nel caso in cui la linea in cavo non si trovi a funzionare isolatamente, ma sia parte di una linea mista aereo-cavo-aereo (Fig. 10), la lunghezza limite  $L_{CT}$  è ancora determinabile per mezzo della (1), salvo però introdurre un opportuno valore di tensione  $V$ : deve risultare  $V=V_2=V_3$  (tensione alle estremità del cavo); essa viene determinata supponendo che il cavo sia caricato al limite termico ad entrambe le estremità (uguaglianza delle potenze reattive alle estremità della linea in cavo) e che siano uguali anche le potenze reattive alle estremità dell'intera linea. Indicando con  $L_{A1}$  e  $L_{A2}$  rispettivamente il primo e il secondo tratto aereo della linea mista (secondo il verso del flusso di potenza attiva), si può ricavare il valore di  $L_{CT}$  per diversi valori delle tensioni  $V_1$  e  $V_4$  (tensioni alle estremità della linea mista) e per diversi valori della potenza  $P$  (coefficiente  $\rho$ ); i risultati sono riportati in Tabella 2.

L'uguaglianza delle potenze reattive ad entrambi i terminali del cavo, necessaria per consentire alla linea in cavo, di lunghezza  $L_{CT}$ , di trasmettere la potenza  $P=P_2=P_3$  (Fig. 10), richiede l'imposizione del valore della tensione ad entrambe le estremità del cavo: è così possibile ottenere un determinato profilo di potenza reattiva.

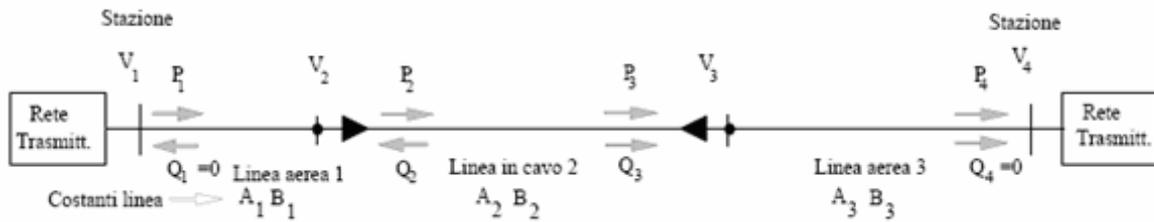


Fig. 10 Andamenti di tensione, corrente e flussi di potenza in una linea di lunghezza pari a  $L_{CT}$

$V_1$ [kV]	$V_4$ [kV]	$L_{A1}$ [km]	$L_{A2}$ [km]	$L_{CT}$ [km] $\rho=0,92$	$L_{CT}$ [km] $\rho=0,95$
410	405	50	100	84,8	69,8
405	395	50	100	85,1	68,7
400	395	50	100	90,3	74,3
410	405	10	200	86,4	69,8
405	395	10	200	89	71,9
400	395	10	200	91,2	74,3

Tab. 2  $L_{CT}$  di linea mista a 400 kV-50 Hz, cavo isolato in XLPE con  $S_{CU}=2500 \text{ mm}^2$

## I.7.2 COMPENSAZIONE CON REATTORI SHUNT

Per assicurare specifiche condizioni di funzionamento, come visto nel precedente paragrafo, è richiesta ai terminali del cavo la compensazione di energia induttiva: se tale compensazione è variabile, è possibile agire su di essa in modo da ottenere una determinata distribuzione del flusso di potenza reattiva. La compensazione è realizzata per mezzo di reattori inseriti in derivazione, detti reattori shunt.

I reattori shunt ad altissima tensione sono dispositivi conosciuti e ormai ritenuti affidabili, con decenni di maturata esperienza; nella maggior parte delle applicazioni, essi sono dispositivi fissi, non sono in grado cioè di variare il loro punto di funzionamento. Per avere una compensazione shunt controllabile è necessario ricorrere a dispositivi ugualmente noti e impiegati nei sistemi di trasmissione, quali reattori con prese sotto carico, reattori saturabili, reattori controllati mediante tiristori (Thyristor Controlled Reactors, TCR) e FACTS (Flexible Alternative Current Transmission System).

Per il controllo della potenza reattiva in regime stazionario non è richiesta una velocità rapida di risposta, né è necessaria una regolazione continua, purché sia disponibile un certo numero di step di regolazione: i reattori con presa sottocarico presentano un basso costo e permettono di soddisfare le caratteristiche richieste.

I reattori variabili, installati ad entrambi i terminali del cavo (a esempio all'interno delle stazioni di transizione aereo-cavo), vengono regolati singolarmente: data la compensazione shunt ad un terminale del cavo, il reattore all'altro capo del cavo è regolato in modo da migliorare la qualità della potenza reattiva in uscita dal cavo. Ciò

che si desidera è l'uguaglianza del flusso di potenza reattiva all'ingresso e all'uscita del cavo: questa condizione permette di ricavare le potenze reattive richieste ai due reattori, definendo come grado di compensazione il rapporto tra la suscettanza trasversale di servizio della linea  $Y_C$  e la suscettanza complessiva dei reattori installati  $Y_L$ .

Il dimensionamento delle reattanze shunt, da inserire ai capi del tratto in cavo di una linea mista, procede secondo tre differenti criteri:

- 1) variazione di tensione ammissibile nel nodo di alimentazione: è un criterio legato alla qualità dell'alimentazione e si basa sulle variazioni di tensione che si possono riscontrare in seguito a manovre quali messa in tensione e distacco di linee a vuoto, inserzione e disinserzione di reattanze shunt;
- 2) sovratensione ammissibile all'estremità aperta: la sovratensione che si manifesta all'estremità aperta nel funzionamento a vuoto o in occasione della perdita di carico è legata alla massima differenza di potenziale ai capi dell'interruttore ammessa dal dispositivo di controllo di sincronizzazione ovvero alla massima sovratensione ammissibile, in esercizio continuativo, dagli scaricatori di sovratensione posti a protezione delle stesse reattanze shunt;
- 3) potere d'interruzione di correnti capacitive: la corrente di interruzione nominale di linee a vuoto e cavi a vuoto degli interruttori a 400 kV impiegati nella Rete di Trasmissione Nazionale è normalizzato a 400 A efficaci.

### **I.7.3 PRESTAZIONI LIMITE DI LINEE IN CAVO E LINEE MISTE**

Il corretto esercizio di una linea in cavo richiede precise condizioni di funzionamento che assicurino una lunga durata di vita e che riguardano essenzialmente la tensione applicata e la corrente circolante in linea: la tensione di fase  $U_0$  non deve superare il livello massimo consentito  $U_m/\sqrt{3}$ , mentre l'intensità di corrente non deve essere superiore al limite di ampacity  $I_a$  (dipendente dalle possibilità di dispersione termica dell'installazione).

Per un cavo inserito nel contesto di una rete, effettuando uno studio sistematico dei flussi di potenza, è possibile fissare le varie condizioni di servizio che permettono di rispettare i due vincoli suddetti; altrimenti, risulta molto difficile stabilire a priori tali condizioni.

Nel paragrafo si prendono inizialmente in esame le possibili prestazioni del cavo a sé stante, e successivamente si considera il caso di cavo facente parte di una linea mista aereo-cavo-aereo [6] [7].

Nel caso di linea in cavo in funzionamento singolo (Fig. 11), la ricerca delle prestazioni limite ha come punto di partenza l'imposizione dei limiti di ampacity, in entrambe le estremità S ed R della linea, e del valore di tensione in corrispondenza a una di esse, per esempio l'estremità S:

$$\begin{aligned} |\bar{I}_R| &\leq I_a \\ |\bar{I}_S| &\leq I_a \\ |\bar{U}_{0S}| &\leq U_{0C} \end{aligned} \quad (2)$$

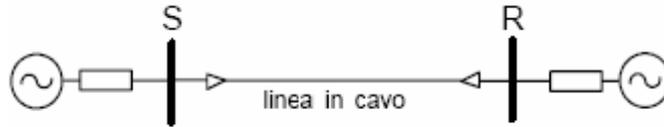


Fig. 11 Rappresentazione schematica di linea in cavo in funzionamento singolo

La linea in cavo in esame è realizzata con cavi unipolari isolati in XLPE, con sezione di rame di 2500 mm<sup>2</sup>, alla tensione U<sub>m</sub>=420 kV, quindi con tensione stellata U<sub>0c</sub>=230 kV (pari al 95% di U<sub>m</sub>/√3). Lo studio dei diversi regimi di funzionamento può essere condotto sulla base delle classiche equazioni di trasmissione:

$$\begin{aligned} \bar{U}_{0S} &= A\bar{U}_{0R} + B\bar{I}_R \\ \bar{I}_S &= C\bar{U}_{0R} + D\bar{I}_R \end{aligned} \quad (3)$$

Nelle (3), A, B, C e D sono le costanti quadripolari della matrice caratteristica del cavo, per le quali vale A = D (proprietà di simmetria del quadripolo); esse risultano funzione delle caratteristiche elettriche e geometriche del cavo.

Un primo insieme di condizioni di funzionamento, compatibili con i vincoli espressi dalle (2), può essere ricavato imponendo nelle (3) i fasori I<sub>R</sub> e U<sub>0S</sub>:

$$\begin{aligned} \bar{I}_R &= I_a \angle 0^\circ \quad (\text{asse reale}) \\ \bar{U}_{0S} &= U_{0c} \angle \delta = 230 \angle \delta \quad (\text{con } \delta=0 \div 2\pi) \end{aligned}$$

in modo che, fissata la lunghezza d, le altre due variabili U<sub>0R</sub> e I<sub>S</sub> restino univocamente determinate e calcolabili. Così procedendo si ottiene il diagramma fasoriale di Fig. 12.

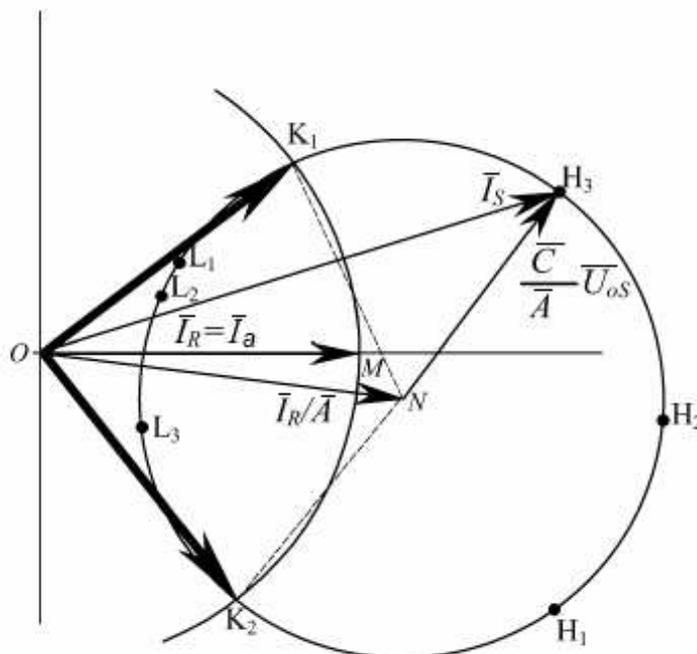


Fig. 12 Diagramma fasoriale della linea in cavo con ampacity I<sub>a</sub> imposta nell'estremità R.

Il diagramma mostra come, una volta fissato il fasore  $I_R = I_a e^{j0^\circ}$  sull'asse reale, l'argomento  $\delta$  del fasore  $U_{oS} = 230 e^{j\delta}$ , percorrendo l'intero intervallo  $0 \div 2\pi$ , dia luogo a due differenti tipologie di regimi: un primo insieme con  $I_S \leq I_a = I_R$ , compatibile con l'ampacity del cavo, e un secondo con  $I_S > I_a$ , evidentemente non accettabile.

Procedendo in maniera del tutto analoga per l'estremità S, si ottiene un secondo insieme di condizioni di funzionamento, compatibili con i vincoli espressi dalle (2), questa volta imponendo nelle (3) i fasori  $I_S$  e  $U_{oS}$  :

$$\bar{I}_S = I_a \angle 0^\circ \quad (\text{asse reale})$$

$$\bar{U}_{oS} = U_{oC} \angle \theta = 230 \angle \theta \quad (\text{con } \theta = 0 \div 2\pi)$$

Si ottiene così il diagramma fasoriale di Figura 13. Anche in questo secondo caso, una volta fissato il fasore  $I_S = I_a e^{j0^\circ}$  sull'asse reale, l'argomento  $\theta$  del fasore  $U_{oS} = 230 e^{j\theta}$ , percorrendo l'intero intervallo  $0 \div 2\pi$ , dà luogo a due differenti tipologie di regimi: un primo insieme con  $I_R \leq I_a = I_S$ , compatibile con l'ampacity del cavo, e un secondo con  $I_R > I_a$ , evidentemente non accettabile.

In entrambi i casi riportati, è poi possibile calcolare differenti valori del fasore  $U_{oR}$  e quindi individuare eventuali regimi che, pur rispettando i vincoli di ampacity, presentano livelli di tensione troppo alti e pericolosi per l'isolamento o troppo bassi e inaccettabili per un esercizio soddisfacente.

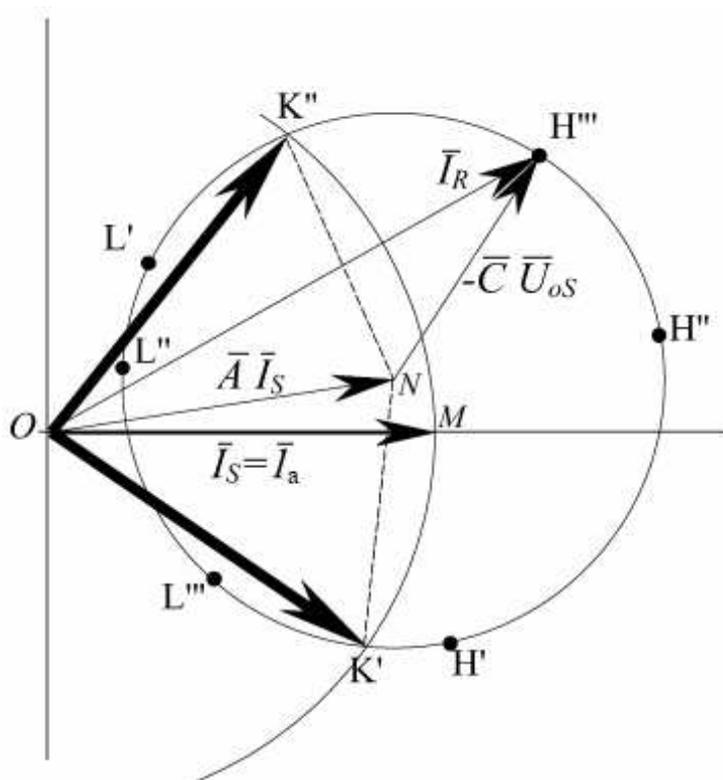


Fig. 13 Diagramma fasoriale della linea in cavo con ampacity  $I_a$  imposta nell'estremità S.

Questo è quello che accade ai terminali della linea in cavo. Per quanto riguarda invece la situazione delle altre sezioni, un'indagine sistematica rivela che i moduli delle correnti lungo il cavo sono in ogni caso compatibili con il livello di ampacity imposto all'estremità; nell'ambito della prima analisi, i moduli delle tensioni di fase possono in

alcuni casi superare, sia pure lievemente, il livello 230 kV previsto al terminale S; nell'ambito della seconda analisi, i moduli delle tensioni di fase assumono livelli progressivamente crescenti al diminuire di  $I_R$ .

Con i risultati ottenuti nelle due analisi, è dunque possibile determinare due insiemi di potenze complesse alle estremità R ed S, che permettono il rispetto dei vincoli espressi dalle (2), rispettivamente con ampacity fissata all'estremità R ovvero all'estremità S del cavo. Sono così tracciabili dei diagrammi, che prendono il nome di capability chart e sono la rappresentazione grafica di tali insiemi di potenze complesse limite. Essi si rivelano molto utili, in particolare nel confronto delle possibili prestazioni al variare della lunghezza del cavo. Esempi di capability chart sono riportati in Fig. 14.

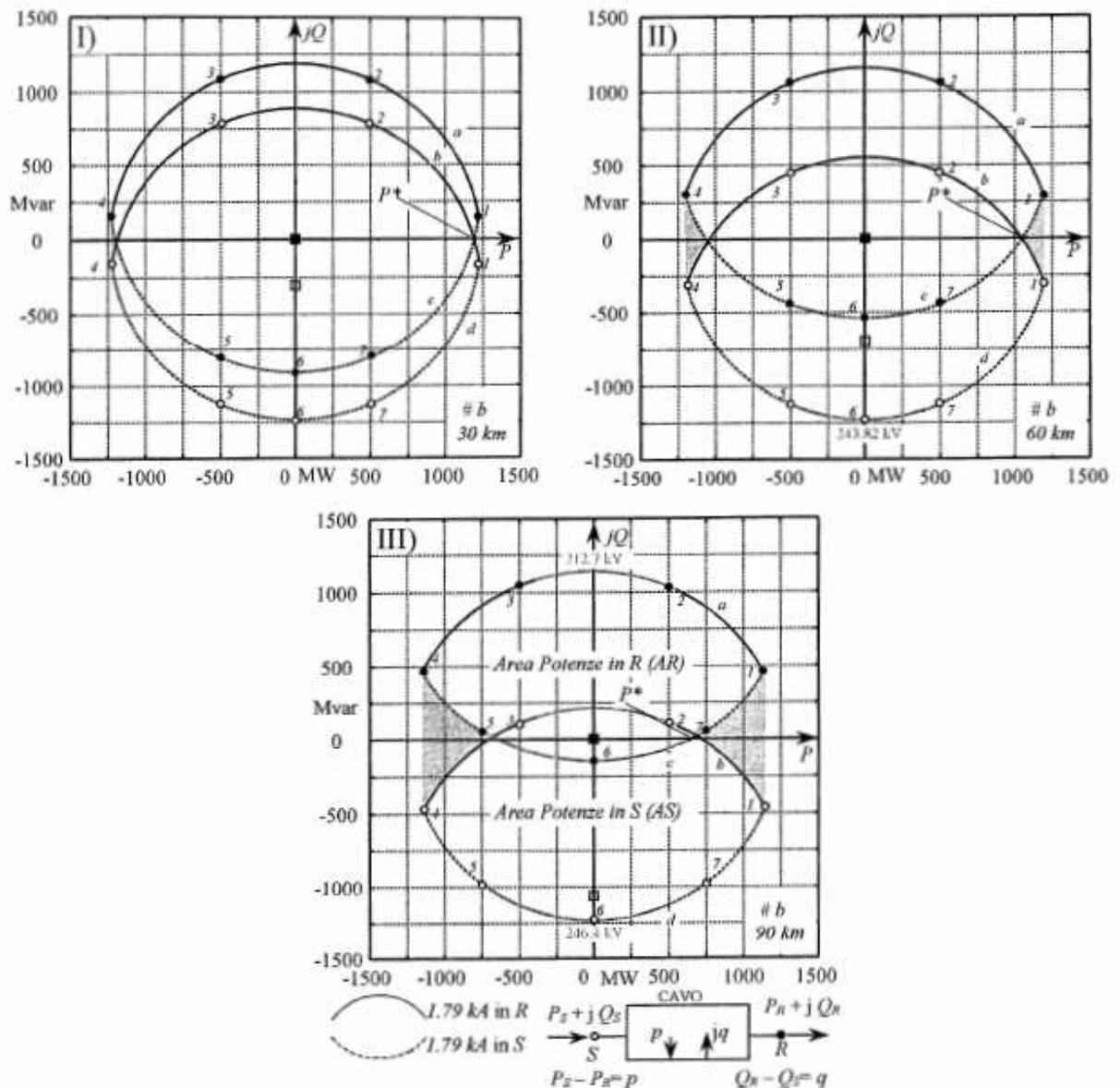


Fig. 14 Esempi di capability chart per elettrodotto trifase, realizzato con cavi unipolari, isolati in XLPE, sezione di  $2500 \text{ mm}^2$ , alla tensione  $U_m=420 \text{ kV}$

Nel caso in cui la linea in cavo non si trovi a funzionare singolarmente, ma sia inserita in un complesso sistema di linee di trasmissione, un corretto approccio per la determinazione delle prestazioni limite sarebbe quello di fissare per ciascuna sezione

specifici vincoli riguardanti la sicurezza e la durata di vita di ogni singolo tronco e, successivamente, ricercare le massime prestazioni compatibili dell'intero collegamento. Se però la linea in cavo rappresenta il tratto intermedio di una linea mista (Figura 15), è possibile ricorrere ad un approccio più semplice per il quale i vincoli espressi dalle (4) risultano sufficienti a soddisfare tanto l'ampacity  $I_C$  del tratto in cavo quanto quella dei due tratti aerei. È sufficiente infatti che la corrente limite  $I_C$ , scelta in H e K per l'esigenza del cavo, sia leggermente più piccola dell'ampacity dei tratti di linea aerei per ottenere adeguati livelli di corrente su tutto il tratto aereo della linea e quindi anche in S ed R.

$$\begin{aligned} |\bar{I}_H| &\leq I_C \\ |\bar{I}_K| &\leq I_C \\ |\bar{U}_{oS}| &\leq U_{oC} \end{aligned} \quad (4)$$

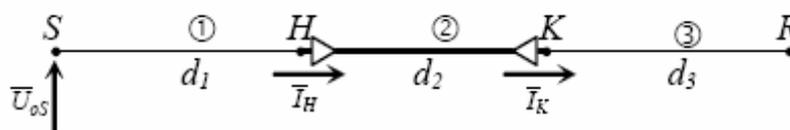


Fig. 15 Schema unifilare di una linea mista aereo-cavo-aereo

Anche in questo caso, per la ricerca delle prestazioni limite, viene assunto un livello massimo di tensione  $U_m=420$  kV e una tensione stellata  $U_{oC}=230$  kV (pari al 95% di  $U_m/\sqrt{3}$ ). La linea mista in esame è composta da due linee aeree tipiche della Rete di Trasmissione Nazionale, con conduttori a fascio trinati alla tensione di 400 kV, e da una linea in cavo in doppia terna a 400 kV con cavi unipolari da 2000 mm<sup>2</sup> o 2500 mm<sup>2</sup>, con conduttori in rame e isolamento in XLPE.

Analogamente a quanto visto per la linea in cavo in funzionamento singolo, nel caso della linea mista descritta è possibile determinare un insieme di regimi ammissibili per l'intera linea, imponendo il livello di ampacity una volta nel nodo H e una volta nel nodo K.

Nell'ambito di una prima analisi, fissato nel nodo K il fasore corrente  $I_K = I_C e^{j0}$  (sull'asse reale) nel rispetto del vincolo (4) e imposto nel nodo S il fasore  $U_{oS} = 230$  kV  $e^{j\delta}$  (con  $\delta=0\div 2\pi$ ), l'insieme dei regimi dell'intera linea che rispettano il vincolo imposto nel nodo H si verifica quando  $\delta$  percorre l'intervallo  $\delta_1\div\delta_2$  (analiticamente calcolabile).

In modo analogo, procedendo con una seconda analisi, viene fissato nel nodo H il valore della corrente  $I_H = I_C e^{j0}$  (sull'asse reale) e imposto al nodo S il fasore  $U_{oS} = 230$  kV  $e^{j\theta}$  (con  $\theta=0\div 2\pi$ ), in modo da individuare un altro insieme di regimi, tra i quali quelli che rispettano il limite  $I_C$  nel nodo K si verificano quando  $\theta$  percorre l'intervallo  $\theta_1\div\theta_2$  (determinabile anch'esso analiticamente).

È importante ricordare che la doppia terna di cavi nel tronco intermedio richiede quasi sempre, a causa della sua elevata suscettanza capacitiva, un adeguato livello di compensazione derivata  $\xi_{sh}$  che influisce su tutti i regimi della linea (sia di energizzazione a vuoto, sia di esercizio a regime).

L'ipotesi di compensazione uniformemente distribuita adottata rappresenta una potente semplificazione, che comporta minime variazioni rispetto a compensazioni concentrate se queste sono impiantisticamente ben realizzate.

Analogamente a quanto visto per una linea in cavo funzionante singolarmente, anche per la linea mista in esame è possibile tracciare capability chart che rappresentino i regimi possibili ottenuti dalle due analisi prima brevemente descritte. Un esempio è riportato in Figura 16.

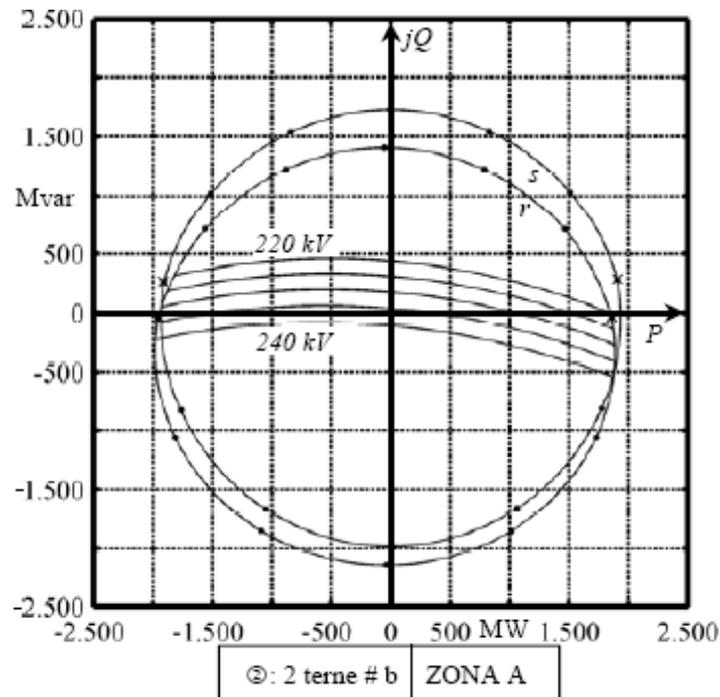


Fig. 16 Esempio di capability chart per la linea mista in esame

Il contorno  $s$ , formato dalle potenze  $S_S$ , delimita l'area delle potenze alla partenza; il contorno  $r$ , formato dalle potenze  $S_R$ , delimita invece l'area delle potenze all'arrivo, nel rispetto dei vincoli prefissati.

Le differenze  $S_S - S_R$  indicano nella parte reale le perdite attive di trasmissione e nella parte immaginaria la potenza reattiva richiesta dalla intera linea mista (inclusa la compensazione reattiva, se presente). I punti contrassegnati con il simbolo "x" individuano quei particolari regimi per i quali  $I_K = I_H = I_C$ .

Queste capability chart danno dunque informazioni visive immediate sulle prestazioni della linea e sui flussi di potenza attuabili con il collegamento. Risulta inoltre molto utile indicare all'interno delle capability chart, nell'area delle potenze all'arrivo, anche il livello di tensione nel nodo R, attraverso curve parametrizzate ottenute implementando le classiche espressioni delle potenze in arrivo  $S_R$  con i dati desumibili dalla matrice di trasmissione dell'intera linea (matrice pari alla cascata dei tre quadripoli linea aerea-tratto in cavo-linea aerea), che intercorre tra le estremità S ed R.

Fissato il livello di tensione alla partenza  $U_{OS} = 230 \text{ kV } e^{j\sigma}$  e ponendo il livello di quella all'arrivo  $U_{OR} = e^{j\rho}$  (con ampiezze crescenti: 220, 225, 230, 235, 240 kV), è possibile attribuire adeguati valori  $\sigma$ - $\rho$  in modo tale da determinare le potenze complesse  $S_R$ . In tal modo, vengono individuati i regimi che non sono accettabili in quanto si riscontrano livelli di tensione eccessivamente alti o eccessivamente bassi in R (anche se compatibili con i vincoli imposti).

## **I.8 SISTEMI DI PROTEZIONE**

La presenza di linee in cavo nelle reti ad alta e altissima tensione richiede un'analisi puntuale delle problematiche connesse al loro inserimento nel sistema elettrico, nonché di tutti gli aspetti legati all'esercizio e alla manutenzione. In questo contesto, un aspetto di primaria importanza è quello che riguarda i sistemi preposti alla protezione delle linee: essi hanno il compito di individuare e isolare nel minor tempo possibile il componente affetto da guasto, segnalando opportuni provvedimenti da prendere per l'estinzione del guasto se questo è permanente.

I criteri di protezione del sistema elettrico sono legati al livello di tensione adottato (in Italia, 380 kV, 220 kV, 132-150 kV), nonché delle caratteristiche e dello specifico ruolo dei componenti del sistema. Gli indirizzi di base per la definizione del sistema di protezione della rete elettrica italiana sono indicati nel documento di Terna "Criteri generali di protezione delle reti a tensione uguale o superiore a 120 kV", qui assunto come riferimento nell'individuazione delle soluzioni per la protezione delle linee in cavo e delle linee miste aereo-cavo.

Nel seguito vengono prima riportate le tipologie di guasto che si possono riscontrare nelle linee in cavo; successivamente vengono analizzate le tipologie di protezione disponibili e le modalità di impiego di queste nelle linee in cavo e nelle linee miste; infine, sono presentate le tipologie di protezione adottate per i reattori shunt di compensazione.

### **I.8.1 TIPOLOGIE DI GUASTO**

I guasti che possono aver luogo nei cavi ad isolamento estruso reticolato (XLPE) sono attribuibili alle seguenti cause:

- danneggiamento del cavo per cause esterne;
- danneggiamento della guaina per cause esterne, infragilimento, contaminazione da solventi, oli, bitumi, etc.;
- danneggiamento dello schermo metallico per cause esterne, corrosione, fatica meccanica;
- penetrazione di acqua nell'isolamento;
- sollecitazioni meccaniche dovute a cambiamenti o cedimenti del terreno, espansione o contrazione termica (snaking) e fissaggio non corretto;
- errori di montaggio che comportino incrementi locali di sollecitazione nei giunti e nelle terminazioni;
- movimenti del cavo in conseguenza di cicli termici;
- ingresso di acqua nelle cassette di sezionamento degli schermi;
- guasti al sistema di raffreddamento forzato (in caso di soluzione in tunnel).

Le cause elencate hanno una diversa probabilità di verificarsi e, sulla base dell'esperienza accumulata, possono essere così suddivise: il danneggiamento dovuto a cause esterne e quello dovuto ad errori nella realizzazione di terminali e giunti possiedono entrambi il 40% di probabilità di accadimento, mentre il restante 20% è dovuto a tutte le altre cause.

È importante sottolineare che, a differenza di quanto accade nelle linee aeree, in cui la grande maggioranza dei guasti è di tipo transitorio, nel caso delle linee in cavo tutti i guasti sono di tipo permanente e richiedono maggiori tempi di ripristino del collegamento.

Le cause prima elencate possono dunque determinare una condizione di guasto nelle linee in cavo che ne comprometta il funzionamento e che per tale ragione va rapidamente individuata e neutralizzata. In particolare, lo studio delle correnti di cortocircuito, uno dei problemi classici degli impianti elettrici, è fondamentale per un corretto dimensionamento dei dispositivi di protezione. Inoltre, gli effetti del cortocircuito sono particolarmente gravosi nel caso di linee in cavo: prove di cortocircuito in presenza di difetti simulati (filo metallico tra schermo e conduttore) su cavi a 380 kV in XLPE hanno mostrato che possono aver luogo danneggiamenti ai cavi adiacenti a quello guasto e che prolungati tempi di durata del guasto possono causare la rottura delle giunzioni saldate (rotture che, nel caso di cavi ad olio fluido, possono anche avere ripercussioni sull'ambiente).

Le protezioni dei cavi devono dunque essere molto rapide e richiedono spesso una forma di comunicazione tra le protezioni poste ai due terminali del cavo. Altro problema riscontrato, legato all'elevato valore delle correnti di cortocircuito, è la possibilità di danneggiamento dello schermo metallico e del sottostante isolamento: in particolare, il secondo tipo di guasto potrebbe comportare la sostituzione di un'intera tratta di cavo.

Per quanto riguarda l'effetto del cortocircuito nelle linee miste, lo studio effettuato in [8] ha messo bene in evidenza i seguenti aspetti:

- i trasformatori alle estremità della linea aerea-cavo-aerea determinano una sensibile attenuazione del valore delle correnti di cortocircuito;
- la presenza delle reattanze shunt di compensazione introduce un aumento del valore della corrente di cortocircuito monofase a terra;

la conoscenza dei valori delle correnti di cortocircuito trifase netto e monofase a terra nei vari tratti della linea aerea-cavo-aerea permette la scelta di opportuni elementi e sistemi di protezione, con particolare attenzione alle condizioni del tratto in cavo, elemento più sensibile alle correnti di cortocircuito e di sovraccarico.

## **I.8.2 TIPOLOGIE DI PROTEZIONE**

I criteri che portano alla scelta del sistema di protezione si differenziano nei casi di linee interamente aeree, linee interamente in cavo e linee miste comprendenti tratti aerei e tratti in cavo: di volta in volta dovrà essere scelta la soluzione più efficace tra quelle disponibili; esse sono di due tipi: protezioni distanziometriche e protezioni differenziali.

### **Protezioni distanziometriche**

Il funzionamento delle protezioni distanziometriche si basa sul cambiamento di impedenza che ha luogo quando nel circuito protetto si verifica un guasto. Il loro impiego nelle linee in cavo presenta aspetti problematici in relazione ai seguenti punti:

- bassi valori di reattanza diretta e omopolare: riguarda soprattutto le linee interamente in cavo, il cui sviluppo è solitamente limitato a qualche chilometro, con valori di reattanza chilometrica che sono sensibilmente inferiori a quelli delle linee aeree; di conseguenza, in prossimità della prima zona delle protezioni distanziometriche, tarata all'80% della reattanza totale di linea, vengono a mancare i margini di sicurezza per un sicuro e corretto intervento, con il rischio di interventi mancati o ritardati per guasti nel cavo oppure di scatti intempestivi per guasti esterni all'area protetta. Per tali ragioni, l'impiego delle protezioni distanziometriche per linee interamente in cavo è quasi sempre associato a schemi di teleprotezione del tipo Permissive Overreaching (PO). Questi (schemi a consenso con zona estesa) richiedono che la prima zona delle protezioni distanziometriche ai due estremi da proteggere sia tarata oltre il 100% della

reattanza della linea e che il comando di scatto in prima zona di ciascuna protezione avvenga solo quando all'estremo opposto giunge il segnale che anche la protezione affacciata ha rilevato il guasto in prima zona. In tal modo, lo scatto in tempo base sarà permesso solo per guasti all'interno della linea. Nelle linee a 380 kV e 220 kV di trasmissione lo schema PO viene adottato in alternativa allo schema Accelerated Under-reaching (AU), schema normalmente impiegato per eliminare i guasti in tempo base in tutti i punti della linea. Esso consiste nell'utilizzare il comando di scatto della prima zona della protezione distanziometrica situata ad un estremo (tarata all'80% della reattanza della linea) per aumentare dall'80% al 120% il campo di intervento della prima zona della protezione all'altro estremo;

- disomogeneità delle sezioni di linea protette: riguarda il caso di linee in cavo e linee aeree contigue; in questo caso, si riscontrano rapporti  $X/R$  e  $Z_0/Z_d$  molto differenti. In particolare, il rapporto  $Z_0/Z_d$  incide nella misura della distanza in caso di guasto e deve essere correttamente riprodotto nella taratura della protezione. In casi di questo tipo è richiesta una compensazione differenziata dell'impedenza di terra nella diverse zone di misura, in particolare nella prima e nella seconda zona d'intervento, quelle con tempo di funzionamento più basso, alla quali è affidata la funzione di protezione principale della linea

- presenza di correnti di carica dovute alla capacità dei cavi: riguarda soprattutto linee miste, nelle quali sono elevate sia la capacità del tratto in cavo sia la reattanza induttiva del tratto aereo; in questo caso, la corrente di carica si può sovrapporre con quella di cortocircuito, introducendo un errore nella misura della distanza di guasto (allontanamento apparente del punto di guasto). Tale errore è avvertito maggiormente nelle reti a 380 kV, soprattutto in caso di guasto monofase. L'inconveniente può essere eliminato solo con adeguate tecniche di correzione della taratura.

### **Protezioni differenziali**

I bassi valori di reattanza possono rendere problematico l'impiego delle protezioni distanziometriche nel caso di linee interamente in cavo; in tali situazioni, risulta efficace l'impiego di protezioni di tipo differenziale: esse permettono di rilevare guasti su collegamenti a bassa impedenza e isolarli dal resto della rete in modo selettivo. Rispetto alle protezioni distanziometriche, esse presentano i seguenti vantaggi: hanno un principio di misura più semplice e non dipendente dai parametri elettrici caratteristici del cavo; non richiedono misure di direzione; presentano una buona sensibilità ai guasti resistivi.

La comunicazione tra i dispositivi installati alle due estremità del tratto protetto può avvenire per mezzo di fibre ottiche dedicate, multiplexer via fibre ottiche, ponti radio o, più raramente, interfacce elettriche (cavo pilota).

La protezione differenziale, comunque, non risulta mai applicata singolarmente, ma viene sempre accompagnata da una protezione distanziometrica: la doppia protezione si rivela come la migliore soluzione, da preferire a quella tradizionale costituita da due protezioni distanziometriche. Un esempio di protezione combinata è quello delle reti urbane in cavo (livelli di tensione 132-150-220 kV), con più collegamenti contigui di alimentazione a cabine di distribuzione allacciate in entra-esci alla stessa arteria (Fig. 17). In casi di questo tipo, per risolvere problemi inerenti la selettività delle protezioni, conviene dotare di protezioni differenziali ciascun collegamento in cavo e le sbarre di ciascun nodo e installare protezioni distanziometriche con funzione di riserva alle due estremità delle arterie in cavo (Fig. 17, nodi  $A_1$  e  $D_1$ ).

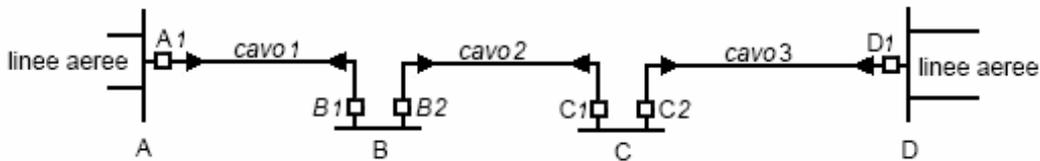


Fig. 17 Esempio di protezione combinata per un'arteria in cavo

### I.8.3 DISPOSITIVI AUTOMATICI DI RICHIUSURA

Nell'ambito della protezione e del corretto funzionamento dei sistemi ad alta e altissima tensione, i dispositivi automatici di richiusura rivestono particolare importanza; vi sono due differenti tipologie di richiusure: quella rapida e quella lenta.

La richiusura rapida (0.3÷2 secondi), considerato che la maggior parte dei guasti per le linee aeree è di natura transitoria, permette di ripristinare in tempi estremamente ridotti il servizio precedente al guasto e di ridurre così al minimo il disturbo arrecato alla rete e agli utenti; essa inoltre ha un'importante funzione di mantenimento della stabilità transitoria.

La richiusura lenta (60 secondi) permette di sostituire l'operatore nella chiusura di una linea a seguito di un'autorichiusura rapida non riuscita o mancata; essa viene attuata con controlli di sincronizzazione e di tensione: a un estremo (estremo di lancio) viene affidato il compito della rimessa in tensione del collegamento, mentre all'altro (estremo ricevente) compete l'esecuzione delle operazioni di parallelo.

Mentre nelle linee aeree vengono sempre adottati dispositivi automatici di richiusura, nelle linee interamente in cavo tali dispositivi non sono presenti, in ragione del fatto che su tali linee i guasti sono quasi sempre permanenti, e una richiusura determinerebbe soltanto un'ulteriore sollecitazione per il sistema.

Nel caso di linee miste, considerata l'alta probabilità di guasti transitori nei tratti aerei rispetto alla probabilità di guasti permanenti nei tratti in cavo, risulta conveniente installare dispositivi automatici di richiusura, garantendo così il pronto ripristino del normale funzionamento nelle situazioni più frequenti di perturbazioni transitorie nei tratti aerei, a fronte di rare occasioni di richiusure fallite per guasti nel tratto in cavo.

Una pratica, non sempre economicamente giustificabile, è quella che consente, per mezzo di specifici sistemi di rilievo dei guasti ai due terminali del cavo (solitamente costituiti da relé differenziali), di bloccare il funzionamento dei dispositivi di richiusura automatica nel caso in cui il guasto venga rilevato nel tratto in cavo.

### I.8.4 SISTEMI DI PROTEZIONE PER LINEE IN CAVO E LINEE MISTE

Sono state dunque definite le tipologie di protezione che sono disponibili per i sistemi di trasmissione dell'energia; il loro impiego si differenzia in relazione a tre differenti punti fondamentali:

- tipologia di linea (linea interamente in cavo oppure mista aereo-cavo);
- configurazione del tratto in cavo (cavo singolo oppure doppio);
- ridondanza del sistema di protezione (protezione singola oppure doppia).

Le soluzioni che si adottano sono dunque differenti e variano di caso in caso.

#### **Linea a 380 kV interamente in cavo: configurazione in cavo doppio**

La prescrizione della doppia protezione, prevista per tutte le linee della rete a 380 kV, viene soddisfatta installando una protezione differenziale (87) (Fig. 18) insieme a una protezione distanziometrica (21), a copertura di entrambe le terne di cavi. La comunicazione tra gli apparati di protezione posti ai due estremi viene realizzata con fibra ottica adagiata nella stessa trincea che ospita i cavi. In considerazione del ridotto valore di impedenza dei due cavi in parallelo, lo schema di teleprotezione previsto per la distanziometrica è del tipo Permissive Overreaching. Ciascuna terna è inoltre dotata di un relé differenziale aggiuntivo (87C1 e 87C2), avente lo scopo di individuare la terna guasta e facilitare una pronta rimessa in servizio del collegamento a portata ridotta utilizzando la sola terna sana. Non viene impiegato nessun tipo di richiusura automatica, né rapida né lenta.

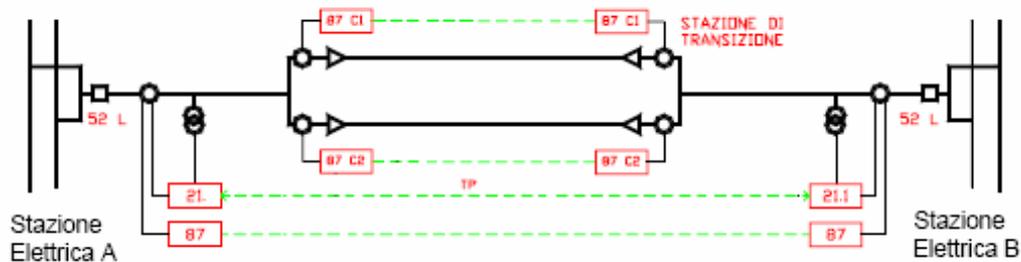


Fig. 18 Schema di protezione di linea in cavo doppio a 380 kV

#### Linea a 380 kV interamente in cavo: configurazione in cavo singolo

Si applicano gli stessi criteri di protezione previsti per la configurazione in cavo doppio: protezione differenziale (87) (Fig. 19) e protezione distanziometrica (21); mancano i dispositivi di rilevamento del cavo guasto, ovviamente superflui nel caso di singolo cavo.

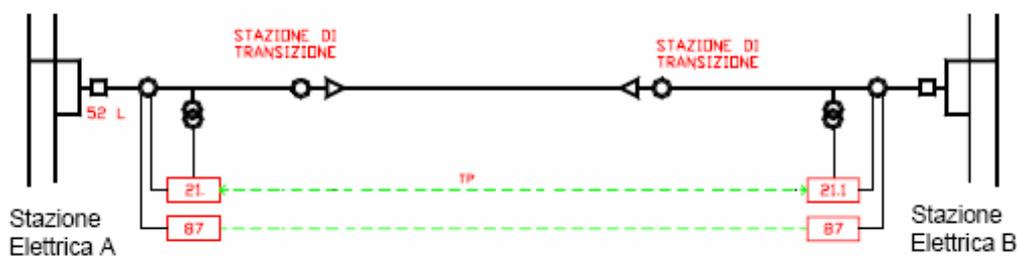


Fig. 19 Schema di protezione di linea in cavo singolo a 380 kV

#### Linea mista a 380 kV aereo-cavo: configurazione in cavo doppio

Anche in questo caso, come per la linea interamente in cavo, il principio della doppia protezione può essere soddisfatto da una protezione distanziometrica (21) (Fig. 20) affiancata da una protezione differenziale (87). Se il tratto in cavo è una parte significativa dell'intero sviluppo della linea, tale soluzione viene privilegiata rispetto a quella più tradizionale, costituita da due protezioni distanziometriche. Spesso, tuttavia, risulta più semplice applicare questa piuttosto che la soluzione combinata, in quanto può risultare difficoltoso disporre di vettori idonei (essenzialmente fibre ottiche) per la

comunicazione tra le due estremità richiesta dalla protezione differenziale. Lo schema di protezione per la distanziometrica può essere del tipo Permissive Overreaching o del tipo Accelerated Overreaching. Ai terminali di ciascun cavo vengono installati relé differenziali (87C1 e 87C2), che consentono di rilevare il cavo guasto e isolarlo ripristinando il servizio a singola terna.

A differenza della linea interamente in cavo, in questo caso sono impiegati anche dispositivi di richiusura automatica: vengono consentite sia la richiusura rapida (79R) che quella lenta (79L) per guasti nel tratto di linea aereo. In caso di guasto nel tratto in cavo, l'intervento delle richiusure automatiche viene bloccato tramite gli stessi relé differenziali 87C1 e 87C2.

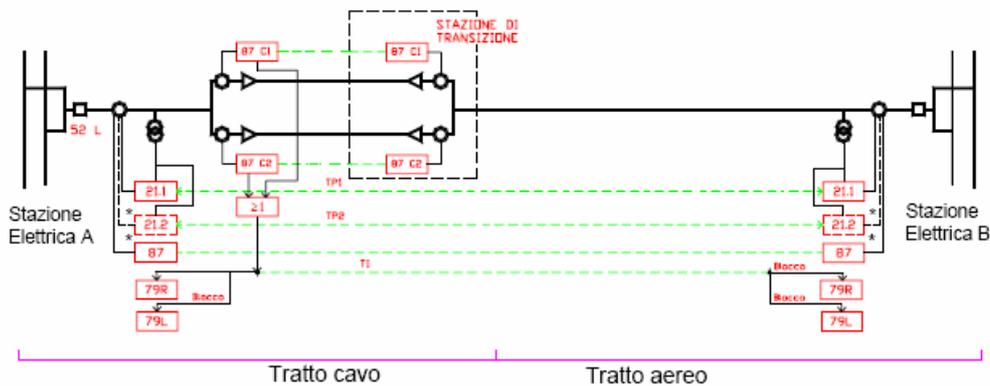


Fig. 20 Schema di protezione di linea mista aereo-cavo in doppio cavo a 380 kV (\* le protezioni (87) e (21.2) sono in alternativa tra loro)

### Linea a 380 kV mista aereo-cavo: configurazione in cavo singolo

Si applicano gli stessi criteri di protezione previsti per la configurazione in cavo doppio: protezione differenziale (87) (Fig. 21) e protezione distanziometrica (21); è ancora previsto il relé differenziale per il rilevamento del cavo guasto (87C), in quanto ancora necessario per interdire le richiusure rapide e lente nel caso di guasto nel tratto in cavo.

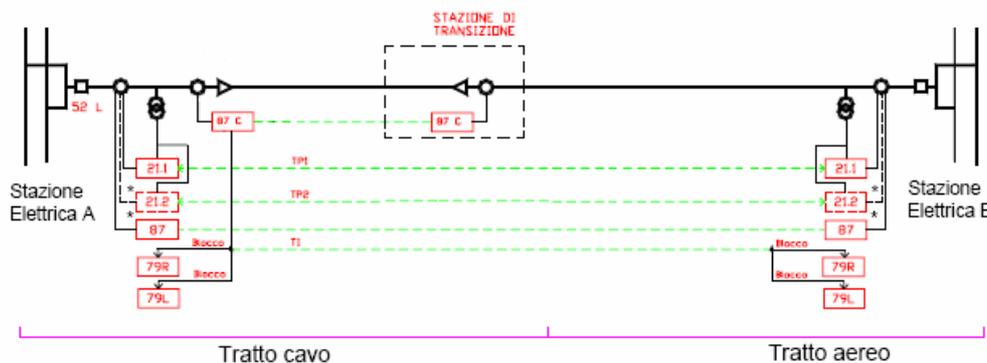


Fig. 21 Schema di protezione di linea mista aereo-cavo in doppio singolo a 380 kV (\* le protezioni (87) e (21.2) sono in alternativa tra loro)

### Linea a 380 kV mista aereo-cavo: configurazione aereo-cavo-aereo

Valgono le stesse considerazioni fatte per la linea mista a 380 kV aereo-cavo in configurazione cavo doppio: la protezione distanziometrica (21) (Fig. 22) viene affiancata ad una protezione differenziale (87); la soluzione tradizionale di doppia protezione distanziometrica può essere preferita nel caso risulti difficoltoso reperire vettori idonei per la protezione differenziale.

Vengono consentite sia la richiusura rapida (79R) che quella lenta (79L). I relé 87C1 e 87C2 vengono utilizzati per individuare l'eventuale presenza di un guasto, facilitando una pronta ripresa del servizio tramite sezionamento della terna guasta e ripristino del collegamento con la sola terna sana, e per inibire l'intervento delle richiusure automatiche rapide e lente in caso di guasto nel tratto in cavo.

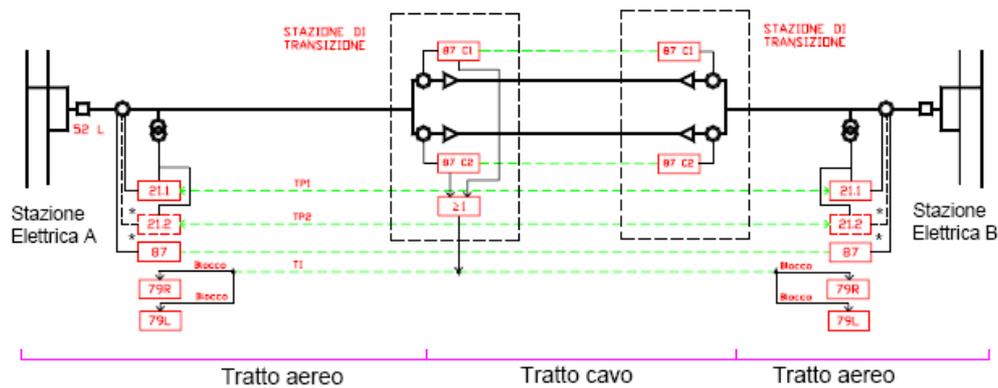


Fig. 22 Schema di protezione di linea mista aereo-cavo-aereo in cavo doppio a 380 kV (\* le protezioni (87) e (21.2) sono in alternativa tra loro)

### I.8.5 SISTEMI DI PROTEZIONE DEI REATTORI SHUNT

Come visto nei precedenti paragrafi, la necessità di compensare la potenza reattiva capacitiva generata dalle linee in cavo richiede l'installazione di reattanze di compensazione trasversale (shunt), di tipo fisso o a prese variabili.

I reattori shunt possono essere costituiti da tre unità monofase o da un'unica unità trifase; in entrambi i casi, il collegamento delle fasi è a stella con centro-stella connesso a terra. Nell'ambito dell'applicazione specifica alle reti ad alta tensione, la potenza reattiva nominale ha un campo di variazione compreso tra 50 e 250 MVAR. Per quanto riguarda il punto di installazione in stazione, i reattori possono essere collegati al sistema di sbarre (con funzione di compensazione d'area) oppure in derivazione nello stallo linea (con funzione di compensazione dedicata).

Per evitare di differenziare il sistema di protezione in relazione al tipo di reattore impiegato, preservando così tutti i vantaggi sia gestionali che economici dell'uniformità, viene indicato un sistema di protezione unico applicabile, con pari grado di efficacia, a tutte le situazioni che possono presentarsi senza distinzione di livello di tensione, taglia, tipologia costruttiva delle macchine e utilizzabile sia per i reattori shunt inseriti negli stalli linea che per quelli derivati alle sbarre di stazione. L'unica differenza riguarda il requisito di ridondanza che, in funzione della posizione e dell'importanza dell'impianto nella rete, può richiedere o meno il raddoppio del sistema di protezione.

Per la protezione dei reattori shunt vengono impiegate le protezioni usualmente montate dal costruttore a bordo della macchina, quali:

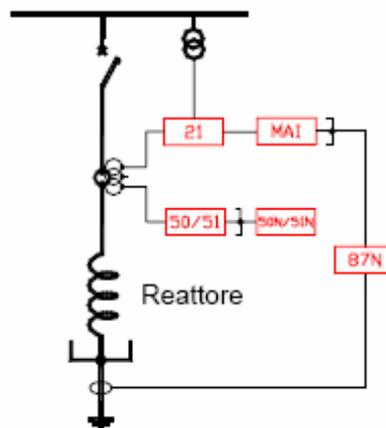
- relé Bucholz (97);

- protezione di massima temperatura (26);
- protezione di sovrappressione (63).

Accanto a esse, nell'equipaggiamento atto alla protezione del reattore, vengono indicate inoltre le seguenti protezioni elettriche:

- protezione di terra ristretta (87N);
- protezione di minima impedenza (21);
- protezione di massima corrente omeopolare (50N/51N);
- protezione di massima corrente di fase (50/51);
- protezione contro la mancata apertura dell'interruttore (MAI).

Le protezioni elettriche elencate possono essere disposte nel montante reattore come mostrato in Fig. 23: in essa viene illustrato il collegamento dei relé ai riduttori di corrente e di tensione. Sono disponibili sul mercato protezioni multifunzione che concentrano in uno stesso apparato più funzioni o anche l'intero insieme protettivo sopra definito.



**Fig. 23** Schema di protezione per reattore shunt

Nel caso in cui sia richiesto un sistema di protezione doppio, per esigenze di sicurezza e di ridondanza, ogni reattore è dotato di due apparati di protezione uguali funzionanti in parallelo: ciascuno comprende tutte le funzioni in precedenza individuate, ad eccezione della protezione MAI presente in uno solo di essi (Fig. 24).

Nei casi in cui, invece, risulti sufficiente un sistema di protezione singolo, le funzioni protettive possono essere opportunamente ripartite su due apparati: ad uno viene assegnata il compito di proteggere il reattore dai guasti tra le fasi, mentre all'altro è demandata la funzione protettiva contro i guasti a terra (Fig. 25).

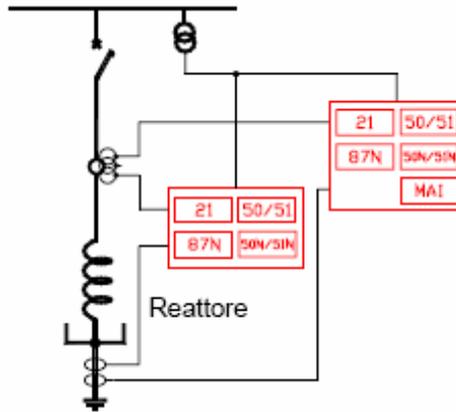


Fig. 24 Architettura del sistema di protezione: protezione doppia

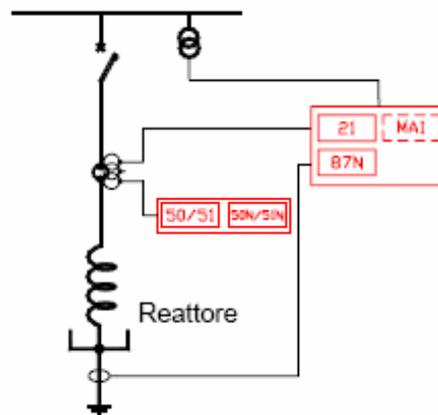


Fig. 25 Architettura del sistema di protezione: protezione singola

## I.9 CONCLUSIONI

Negli ultimi anni, la realizzazione di nuove linee aeree di trasmissione ha incontrato sempre più difficoltà; ciò è dovuto principalmente alla crescita del livello di attenzione dell'opinione pubblica nei confronti delle problematiche sollevate dalla costruzione di nuove linee: in particolare, l'emissione di campi elettromagnetici da parte degli elettrodotti e l'impatto territoriale delle linee aeree. Le esigenze di ampliamento e rafforzamento hanno spinto allora pianificatori ed esercenti a orientarsi verso nuove soluzioni: tra queste, una delle più importanti è il ricorso a linee in cavo ad alta e altissima tensione.

L'opinione pubblica sembra preferire quest'ultima soluzione e i governi nazionali hanno adottato politiche più o meno coerenti con questa espressione di volontà popolare, talvolta imponendo severi vincoli alla costruzione di nuove linee aeree. L'impiego di linee in cavo ha permesso in certi casi di superare le difficoltà e costruire le necessarie linee di trasmissione, supportato per altro dai sensibili progressi compiuti nel campo della tecnologia dei cavi ad alta e altissima tensione in corrente alternata.

Ma, allo stesso tempo, l'interramento (undergrounding) delle linee di trasmissione ha posto all'attenzione degli esperti del settore una serie di problematiche di carattere tecnico-economico. In particolare, la coesistenza di linee in cavo e linee aeree, in quelle

che vengono definite linee miste, presenta aspetti legati al comportamento del sistema che sono di fondamentale importanza e a oggi ancora oggetto di studio.

Tali problematiche riguardano in generale l'esercizio del sistema misto. In particolare, gli aspetti inerenti alla compatibilità elettromagnetica delle linee di trasmissione rivestono notevole importanza, in quanto sono spesso origine di difficoltà nella costruzione di nuove linee. Altrettanto importanti sono le problematiche inerenti il comportamento a regime delle linee miste: esse sono oggetto di profonda attenzione e riguardano le prestazioni ottenibili con una linea mista aereo-cavo. Accanto a questi aspetti, nel Capitolo sono state richiamate anche le principali caratteristiche dei sistemi preposti alla protezione di linee aeree e linee in cavo.

## **I.10 BIBLIOGRAFIA**

- [1] Bak C. L., Mikkelsen S. D., Sjøgaard K., Wiechowski W. (2007) "Analysis and simulation of switching surge generation when disconnecting a combined 400 kV cable/overhead line with shunt reactor", International Conference on Power Systems Transients (IPST'07), Lione, Francia, 4-7 Giugno 2007.
- [2] IEEE TP&C (2006) Mini Tutorial "Bare Overhead Transmission Conductors, Selection and Application", IEEE TP&C Winter Meeting Albuquerque, 23 Gennaio 2006.
- [3] ICF (2003) "Overview of the Potential for Undergrounding the Electricity Networks in Europe", Rapporto preparato per DG TREN/European Commission, 28 Febbraio 2003.
- [4] Commission of the European Communities (2003) "Background Paper "Undergrounding of electricity lines in Europe", Brussels, 10 Dicembre 2003.
- [5] Colla L., Gatta F.M., Iliceto F., Lauria S. (2005) "Design and operation of EHV transmission lines including long insulated cable and overhead sections", IPEC Conf., Paper TM-3.6, Singapore, 2005.
- [6] Benato R., Paolucci A. (2005) "Operating capability of long AC EHV transmission cables" Electric Power Systems Research, volume 75, Luglio 2005, pp. 17-27.
- [7] Benato R., Paolucci A. (2007) "Operating capability of ac EHV mixed lines with overhead and cables links", Electric Power Systems Research, volume 78, Aprile 2008, pp. 584-594.
- [8] Caracci F. (2007), Tesi di Laurea "Impiego di linee miste aereo-cavo nei sistemi di trasmissione dell'energia elettrica. Studio in regime permanente e in cortocircuito", Università degli Studi di Palermo, Novembre 2007.

# PARTE PRIMA

## STUDIO DELLA STABILITÀ DI SISTEMI DI POTENZA COMPREDENTI LINEE MISTE

---

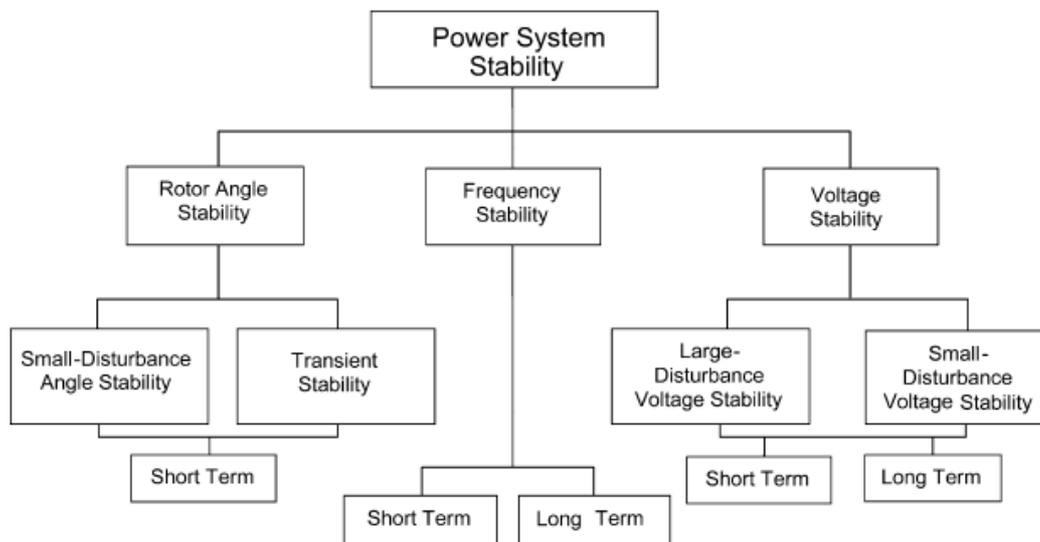
Il corretto funzionamento di un sistema elettrico di potenza presuppone che esso si comporti in maniera stabile nei confronti di perturbazioni che tendono ad alterare la sua condizione di equilibrio.

La stabilità di un sistema di potenza può dunque essere definita come la proprietà di un sistema che gli permette di rimanere in uno stato di equilibrio nelle normali condizioni di funzionamento e di raggiungere un accettabile stato di equilibrio dopo essere stato soggetto a una data perturbazione. Tradizionalmente, il problema della stabilità di un sistema di potenza è quello di mantenere il sincronismo tra le parti: sin dai primi decenni del 1900, esso è stato riconosciuto come un punto fondamentale per il sicuro funzionamento dei sistemi di potenza. Con l'evoluzione dei sistemi di trasmissione e l'aumento del grado di interconnessione delle reti, l'uso di nuove tecnologie e nuovi schemi di controllo, e con il funzionamento dei sistemi in condizioni di sempre maggiore stress, sono state identificate differenti forme di instabilità.

Infatti, l'instabilità di un sistema di potenza può manifestarsi in differenti modi, in relazione alla configurazione del sistema e dalle sue condizioni di esercizio. Per esempio, la voltage stability, la frequency stability e le oscillazioni interarea sono state di grande interesse in passato. Ciò ha portato alla necessità di una definizione e di una classificazione della stabilità dei sistemi di potenza [1]. Una chiara comprensione delle diverse forme di instabilità e di come esse siano tra loro intercorrelate è essenziale per una adeguata e soddisfacente progettazione e stato di funzionamento dei sistemi di potenza. Il problema della definizione e della classificazione è stato affrontato in ambito scientifico internazionale da dedicate Task Forces di CIGRE e di IEEE: comunque, le definizioni fornite non sono del tutto esaustive, e la classificazione non comprende tutti gli scenari di instabilità che si verificano in pratica. In ogni caso, il documento [1] propone la seguente definizione di stabilità di un sistema di potenza: “La stabilità di un sistema di potenza è l'abilità di un sistema elettrico, per una assegnata condizione iniziale di funzionamento, di riottenere uno stato di funzionamento in equilibrio dopo essere stato soggetto a una perturbazione fisica, con la maggior parte delle variabili di sistema limitate così che praticamente l'intero sistema rimanga intatto”.

La definizione fornita ha carattere generale, anche se è soggetta a ulteriori discussioni ed elaborazioni: per esempio, essa si applica a un sistema elettrico interconnesso nel suo insieme; spesso tuttavia l'attenzione si concentra sulla stabilità di un singolo generatore o di una singola porzione di rete.

La classificazione riportata in [1] è basata sulle seguenti considerazioni: la natura fisica del modo risultante di instabilità, come indicato dalla variabile di sistema (angolo, tensione, frequenza) attraverso la quale l'instabilità può essere osservata; l'ampiezza della perturbazione considerata, la quale influenza il metodo di calcolo e di previsione della stabilità; i dispositivi, i processi e gli intervalli di tempo che devono essere presi in considerazione al fine di definire la stabilità. La Fig. 26 mostra un quadro complessivo della classificazione fornita in [1].



**Fig. 26 Classificazione della stabilità dei sistemi di potenza**

La rotor angle stability si riferisce all'abilità delle macchine sincrone di un sistema interconnesso di rimanere in sincronismo al verificarsi di una data perturbazione. Essa dipende dalla capacità di mantenere o ripristinare l'equilibrio tra la coppia elettromagnetica

e la coppia meccanica di ogni macchina sincrona presente nel sistema. L'instabilità che può verificarsi si presenta sotto forma di un aumento delle oscillazioni dell'angolo di alcuni generatori che conducono alla perdita di sincronismo con altri generatori. Il problema della rotor angle stability comporta dunque lo studio delle oscillazioni elettromeccaniche inerenti ai sistemi di potenza. Per comodità di analisi e per acquisire una maggiore conoscenza della natura dei problemi di stabilità, è utile caratterizzare la rotor angle stability in termini delle due seguenti sottocategorie: la small-disturbance (o small-signal) rotor angle stability (anche chiamata stabilità di piccolo segnale), riguardante la capacità del sistema di potenza di mantenere il sincronismo in presenza di disturbi di piccola entità (i disturbi considerati sono sufficientemente piccoli da ritenere accettabile la linearizzazione delle equazioni di sistema ai fini dell'analisi); la large-disturbance rotor angle stability anche comunemente chiamata transient stability (stabilità transitoria), riguardante la capacità del sistema di potenza di mantenere il sincronismo quando sottoposto a una grave perturbazione, ad esempio un corto circuito su una linea di trasmissione (la risultante risposta del sistema comporta grandi escursioni nell'angolo di rotore del generatore ed è fortemente influenzata dalla relazione non lineare potenza-angolo).

La voltage stability si riferisce alla capacità di un sistema di potenza di mantenere costante la tensione in tutti i nodi del sistema, dopo che questo è stato sottoposto a una perturbazione a partire da una data condizione iniziale di funzionamento. Essa dipende dalla capacità di mantenere o ripristinare l'equilibrio tra la richiesta di carico e la generazione offerta dal sistema di alimentazione. L'instabilità che può verificarsi si presenta sotto forma di una progressiva caduta o di un progressivo aumento delle tensioni di alcuni nodi del sistema. Un possibile risultato dell'instabilità di tensione è la perdita di carico in una zona, o l'intervento in cascata delle protezioni di linee di trasmissione o di altri elementi del sistema con un risultante effetto a catena. In questo contesto, il termine collasso di tensione è spesso usato: esso è il processo per il quale la sequenza di eventi che accompagnano l'instabilità di tensione porta a un black-out o a tensioni anormalmente basse in una parte significativa del sistema di potenza. Come nel caso della rotor angle stability, è utile classificare la voltage stability nelle seguenti categorie: large-disturbance voltage stability, riguardante la capacità del sistema di mantenere costante la tensione a seguito di perturbazioni di grande entità e dimensione, come guasti nel sistema, perdita di generazione o contingenze nelle linee (il periodo di studio può variare da pochi secondi a decine di minuti); small-disturbance voltage stability, riguardante la capacità del sistema di mantenere la tensione costante, quando sottoposto a piccole perturbazioni quali ad esempio le variazioni incrementali nel carico del sistema (in questo caso, una combinazione di analisi lineari e non lineari è utilizzata in maniera complementare). Come notato prima, il periodo di tempo di interesse per i problemi di voltage stability può variare da pochi secondi a decine di minuti: di conseguenza, la voltage stability può essere un fenomeno di breve termine o di lungo termine (Fig. 26).

La frequency stability si riferisce all'abilità di un sistema di potenza di mantenere costante la frequenza a seguito di un severo disturbo nel sistema, risultante in un significativo sbilanciamento tra generazione e carico. Essa dipende dalla capacità di mantenere o ripristinare l'equilibrio tra la generazione e il carico, con una minima non intenzionale perdita di carico. L'instabilità che può verificarsi si presenta sotto forma di sostenute oscillazioni di frequenza, che portano all'intervento delle protezioni delle unità di generazione o dei carichi. I severi disturbi del sistema risultano in grandi escursioni della frequenza, dei flussi di energia elettrica, della tensione, e di altre variabili del sistema, e con ciò invocano azioni di processi, controlli e protezioni che non sono modellati negli studi convenzionali di transient o voltage stability. In generale, i problemi di frequency stability sono associati alle insufficienze nelle risposte delle apparecchiature di sistema, allo scarso coordinamento delle apparecchiature di controllo e di protezione, o all'insufficiente riserva di produzione. Anche la frequency stability può essere di breve o di lungo termine.

È importante sottolineare che la distinzione tra rotor angle stability e voltage stability non si basa sul debole accoppiamento tra l'ampiezza delle variazioni di potenza attiva/angolo e potenza reattiva/tensione. Infatti, in condizioni di stress l'accoppiamento è forte e sia la rotor angle stability che la voltage stability sono influenzate dai flussi di potenza attiva e reattiva prima della perturbazione. Invece, la distinzione si basa sulla specifica serie di forze opposte che danno luogo a una condizione sostenuta di squilibrio e sulla principale variabile di sistema attraverso la quale è evidente la conseguente instabilità del sistema.

È importante rimarcare che, in ogni data situazione, una qualsiasi forma di instabilità non si verifica mai nella sua forma pura. Ciò è particolarmente vero in sistemi altamente sollecitati e in particolari condizioni di stress, così come in presenza di eventi a cascata; inoltre, una forma di instabilità del sistema può in definitiva portare a un'altra forma di instabilità. Tuttavia, come già detto, distinguere le diverse forme è importante

per capire le cause sottostanti al problema, al fine di sviluppare un'adeguata progettazione del sistema e stabilire opportune procedure operative. Se da un lato la classificazione della stabilità dei sistemi di potenza è un mezzo efficace e conveniente per affrontare le complessità del problema, la stabilità complessiva del sistema deve essere sempre tenuta a mente: le soluzioni del problema di una categoria di stabilità non devono essere condotte a scapito di un'altra categoria. È dunque indispensabile guardare per quanto possibile tutti gli aspetti del fenomeno stabilità, e ogni aspetto da più di un punto di vista.

Lo studio della stabilità di un sistema di potenza comprendente linee di trasmissione miste aereo-cavo si inserisce dunque all'interno della classificazione descritta in precedenza. In letteratura vi sono numerosi lavori scientifici riguardanti lo studio della stabilità dei sistemi di potenza, ma tutti i sistemi analizzati sono costituiti fondamentalmente da linee aeree. Eppure, con la sempre maggiore diffusione delle configurazioni miste nei sistemi di trasmissione, tenere conto delle linee aereo-cavo nelle analisi di stabilità di un sistema diventa ugualmente importante: infatti, le diverse caratteristiche elettriche di una linea in cavo rispetto a quelle di una linea aerea, l'impegno di grossi quantitativi di potenza reattiva, la presenza di dispositivi di compensazione come reattori shunt di grande taglia, sono tutti elementi che incidono sul comportamento transitorio del sistema e possono alterare positivamente ovvero negativamente la risposta del sistema in termini di stabilità nei confronti di una data perturbazione.

Per queste ragioni, l'attenzione è stata rivolta allo studio di particolari sistemi comprendenti linee miste aereo-cavo, con lo scopo di individuare i principali aspetti che abbiano una forte influenza sulle problematiche di stabilità ed eventualmente proporre delle azioni di controllo o strategie da operare in condizioni di emergenza sfruttando le possibilità offerte da una linea mista. In particolare, si è deciso di concentrare l'attenzione sugli studi di angle stability e di voltage stability, trascurando lo studio della frequency stability; esso infatti coinvolge come detto in precedenza aspetti molto particolari del sistema di potenza visto nel suo complesso, e quindi risulta di scarso interesse nell'ottica di uno studio focalizzato sull'influenza della presenza di linee miste sulla stabilità del sistema.

## CAPITOLO II

### STUDIO DELLA STABILITÀ STATICA E TRANSITORIA DI UN SISTEMA A DUE NODI SINGOLA MACCHINA

---

#### II.1 PREMESSA

Nel Capitolo vengono affrontati gli studi di stabilità statica e di stabilità transitoria di un semplice sistema a due nodi, tipicamente una singola macchina sincrona funzionante da generatore connessa attraverso una linea di trasmissione a un nodo considerato a potenza prevalente. La linea di collegamento nelle configurazioni prese in esame è una linea mista aereo-cavo in cui sia presente se necessario la compensazione della potenza reattiva con reattori shunt.

#### II.2 STABILITÀ STATICA

Una linea di trasmissione dell'energia elettrica è in grado di trasmettere una definita potenza massima, oltre la quale si perde la condizione di sincronismo tra la due reti che essa interconnette. Questo valore massimo viene chiamato capacità di trasporto della linea o anche limite di stabilità statica, in quanto non si riferisce a condizioni transitorie di disturbo sul sistema di potenza. Con riferimento al semplice sistema di Fig. 27, è possibile scrivere la nota equazione potenza-angolo [2]:

$$P = \frac{V_S V_R}{B} \sin \delta \quad (5)$$

Nella (II.2.1),  $V_S$  e  $V_R$  sono le tensioni agli estremi della linea,  $\delta$  è l'angolo di potenza della linea, mentre  $B$  è un parametro che dipende dalle caratteristiche della linea, omogeneo a un'impedenza e ricavabile dal quadripolo equivalente della linea.

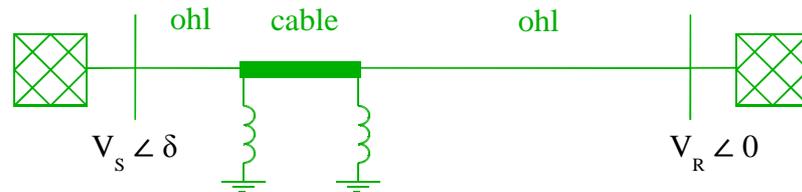


Fig. 27 Linea mista aereo-cavo-aereo di interconnessione tra due aeree in sincronismo

La potenza  $P$  della (II.2.1) risulta funzione dell'angolo  $\delta$  e assume il suo valore massimo per  $\delta=\pi/2$ : in corrispondenza a tale valore, si ricava il limite di stabilità statica, espresso come:

$$P_x = \frac{V_S V_R}{B} \quad (6)$$

Nel caso in cui l'interconnessione tra le due aeree avvenga per mezzo di una linea mista aereo-cavo (Fig. 28), la costante  $B$  che compare a denominatore della (6) si modifica in modo sensibile, per via delle diverse caratteristiche elettriche della linea in cavo e dell'eventuale presenza di reattori shunt a compensazione della linea. Risulta quindi interessante operare un confronto tra le diverse configurazioni che si possono presentare, con lo scopo di stabilire eventuali differenze e assetti da preferire. I casi sotto esame sono riportati sinteticamente in Tab. 3, mentre la Tab. 4 sintetizza i parametri elettrici del tratto aereo tipo e del tratto in cavo tipo usati per la determinazione delle costanti quadripolari e quindi in definitiva del parametro  $B$ . Nel calcolo le tensioni  $V_S$  e  $V_R$  saranno assunte per semplicità uguali e pari a 1 pu, considerato un sistema a  $V_T=400$  kV e  $f=50$  Hz.



**Fig. 28** Linea mista aereo-cavo-aereo di interconnessione tra due aeree in sincronismo

Le grandezze e prima definite sono essenziali per la determinazione dei parametri equivalenti della linea di trasmissione, ricavabili dalle seguenti relazioni:

$$\begin{aligned} \bar{A} &= \bar{D} = \cosh \bar{\vartheta} = \cosh(rL + j\omega L\sqrt{lc}) \\ \bar{B} &= Z_c \sinh \bar{\vartheta} = Z_c \sinh(rL + j\omega L\sqrt{lc}) \\ \bar{C} &= \frac{\sinh \bar{\vartheta}}{Z_c} = \frac{\sinh(rL + j\omega L\sqrt{lc})}{Z_c} \end{aligned} \quad (7)$$

Applicando le (7) ai singoli tratti con le lunghezze indicate in Tab. 3, è possibile ricavare le costanti quadripolari dei singoli tratti, operarne la cascata e quindi ottenere il valore del parametro  $B$  per il calcolo di  $P_x$ . Osservando la Tab. 4, è possibile immediatamente affermare che la minore impedenza caratteristica della linea in cavo influisce positivamente sul limite di stabilità statica della linea, in quanto come è facile aspettarsi il valore della costante  $B$  equivalente alla cascata dei diversi tratti risulterà

minore rispetto al valore relativo alla sola linea aerea, e quindi a pari lunghezza complessiva determinerà un maggiore valore del limite di stabilità  $P_x$ .

Le grandezze quadripolari di un reattore shunt di ammettenza  $Y_{sr}$  sono invece facilmente ricavabili dalle seguenti relazioni:

$$\begin{aligned} \bar{A} &= \bar{D} = 1 \\ \bar{B} &= 0 \\ \bar{C} &= Y_{sr} \end{aligned} \quad (8)$$

I risultati dei calcoli sono riportati in Tab. 5.

	Primo tratto	Secondo tratto	Terzo tratto
1	Aereo (190)	Cavo (20) no compens	Aereo (190)
2	Aereo (190)	Cavo (20) comp linea	Aereo (190)
3	Aereo (190)	Cavo (20) comp cavo	Aereo (190)
4	Aereo (20)	Cavo (80)	Aereo (300)
5	Aereo (300)	Cavo (80)	Aereo (20)
6	Cavo (10)	Aereo (320)	Cavo (70)
7	Cavo (70)	Aereo (320)	Cavo (10)
8	Totalmente aereo (400)		

**Tab. 3** Prospetto sinottico delle configurazioni prese in esame (tra parentesi sono indicate le lunghezze in km del singolo tratto)

	aereo	cavo
r [ $\Omega$ /km]	0.0119	0.0072
l [mH/km]	0.81	0.41
c [nF/km]	14.2	220
$Z_c$ [ $\Omega$ ]	239.7	43.2
v [m/ $\mu$ s]	293.95	105.29
$\tau$ [ $\mu$ s/km]	3.4	9.5

**Tab. 4** Caratteristiche elettriche alla sequenza positiva del tratto aereo e del tratto in cavo

	B [pu]	$P_x$ [pu]
1	0.5831	1.7149
2	0.5831	1.7149
3	0.6059	1.6505

4	0.5625	1.7777
5	0.5625	1.7777
6	0.5609	1.7829
7	0.5609	1.7829
8	0.6178	1.6187

**Tab. 5 Limite di stabilità statica  $P_x$  per le diverse configurazioni analizzate**

Come si può facilmente notare, il caso di linea puramente aerea (caso 8) presenta a parità di lunghezza complessiva il valore più basso del limite di stabilità statica. I casi di 1 e 2 (linea mista 190-20-190, rispettivamente non compensata e con compensazione all'estremità dell'intera linea) presentano invece un valore identico di  $P_x$ : questo indica che la compensazione shunt all'estremità dell'intera linea non ha alcuna influenza sul limite di stabilità statica. Per contro, il caso analogo ma con compensazione alle estremità del tratto in cavo (caso 3) presenta un valore di  $P_x$  leggermente minore: ciò si spiega tenendo conto che i reattori shunt alle estremità del tratto in cavo modificano il parametro parziale C del quadripolo equivalente reattore-cavo-reattore, il quale poi interverrà nella determinazione del parametro equivalente B dell'intera linea. I casi 4 e 5 (linea mista aereo-cavo-aereo con lunghezze rispettivamente 20-80-300 e 300-80-20) e i casi 6 e 7 (linea mista cavo-aereo-cavo con lunghezze rispettivamente 10-320-70 e 70-320-10) presentano i valori più elevati del limite di stabilità statica, con una lieve differenza a favore delle configurazioni cavo-aereo-cavo. Risulta interessante notare inoltre come l'inversione dei tratti esterni della linea (casi 4-5 e 6-7) non produca alcuna variazione sulle costanti del quadripolo equivalente alla cascata dei singoli tratti. Infine, resta da osservare che le potenze limite  $P_x$  trovate hanno un valore prettamente teorico, in quanto la presenza del tratto in cavo limita la massima potenza trasmissibile per via dei vincoli termici cui il cavo deve sottostare: nella realtà, dunque, questi valori di potenza non saranno mai raggiunti e la riduzione del rischio di perdita del sincronismo alle sbarre nel caso di linea mista risulta soltanto un'implicazione teorica. Inoltre è da tenere presente che l'angolo  $\delta$  tra le tensioni alle sbarre  $V_S$  e  $V_R$  non supera mai i  $30\div 35^\circ$ , mentre per la determinazione del limite di stabilità lo si ritiene pari a  $90^\circ$ .

### **II.3 STABILITÀ IN CONDIZIONI TRANSITORIE**

Come anticipato nella premessa del capitolo, lo studio della stabilità di un sistema sottoposto a una assegnata perturbazione si basa su precise definizioni e classificazioni, e segue differenti approcci in relazione al tipo di fenomeno sotto osservazione.

Nel paragrafo che seguono vengono affrontate principalmente le problematiche di stabilità d'angolo (angle stability) di un sistema di potenza comprendente una linea mista aereo-cavo. In particolare, viene condotta un'analisi della stabilità d'angolo di un semplice sistema SMIB (single machine-infinite bus), attraverso un'analisi di sensitività mirata all'individuazione dei parametri maggiormente influenti sul comportamento del sistema in condizioni transitorie.

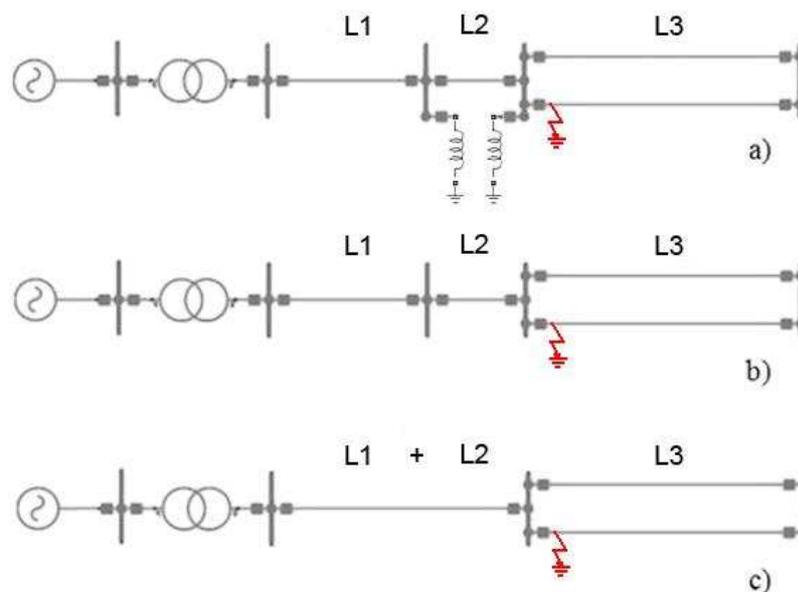
La definizione della stabilità transitoria di un sistema gioca un ruolo strategico ed è in grado di fornire le azioni di progettazione e di pianificazione del sistema di potenza: lo scopo di questo studio è la definizione della stabilità transitoria (stabilità d'angolo o angle stability) di un sistema SMIB (Single Machine-Infinite Bus) contenente una linea

mista aereo-cavo. Lo studio si basa su un'analisi di sensitività, in cui come disturbo sul sistema viene assunto un guasto trifase su linea area e come indice di stabilità per la valutazione della risposta transitoria del sistema viene assunto il CCT (Critical Clearing Time), tempo critico di eliminazione del guasto, il quale rappresenta la massima durata del guasto oltre la quale il sistema diviene instabile [3] [4].

Il sistema SMIB è costituito idealmente da una singola macchina sincrona che fornisce una certa quantità di energia a un grande sistema di potenza, rappresentato come un nodo a potenza prevalente (o anche detto a potenza infinita). Nonostante l'approssimazione e l'idealizzazione che un tale sistema intrinsecamente presenta, un sistema SMIB consente un'analisi relativamente semplice del comportamento di un sistema di trasmissione, ma al tempo stesso è in grado di mettere qualitativamente in luce importanti aspetti di sistemi più complessi multimacchina [5].

I tre sistemi oggetto di studio sono mostrati nelle figure 29. Nel primo sistema (Fig. 29a), spesso indicato in letteratura come configurazione "sifone", il collegamento tra il generatore e il nodo a potenza prevalente si ottiene con una linea mista aereo-cavo-aereo, compensata con reattori shunt alle estremità del tratto di cavo. La potenza reattiva richiesta dalla linea in cavo è calcolata con buona approssimazione come 12 MVAR/km, come indicato per le linee in cavo XLPE in corrente alternata a 400 kV; la potenza nominale di reattori shunt (nel seguito indicati come SRs) è stata scelta in modo da compensare in modo esatto la potenza reattiva richiesta dalla linea in cavo. Nel secondo sistema considerato (Fig. 29b), la linea mista è analoga a quella del caso precedente, ma non è compensata: l'ipotesi di non compensazione può essere considerato ragionevole, considerata la limitata estensione del tratto cavo. Nel terzo sistema (Fig. 29c), la linea di trasmissione è una linea aerea tradizionale, chiamata "equivalente", in quanto il tratto di cavo è stato sostituito da un tratto aereo di caratteristiche elettriche identiche a quelle del primo tratto.

La tabella 6 riporta i parametri elettrici secondo la sequenza positiva sia per il tratto in cavo che per il tratto aereo con riferimento a tipiche installazioni a 50 Hz.



**Fig. 29 Sistemi oggetto di studio: a) linea mista compensata (MLC); b) linea mista non compensata (ML); c) linea aerea "equivalente" (OHL).**

	OHL (ACSR 3 SUB-COND.)	CL (2500 CU MM <sup>2</sup> IN XLPE)
r [ $\Omega$ /km]	0.0231	0.0133
l [mH/km]	0.858	0.576
c [nF/km]	13.3	234
g [nS/km]	10	51.5
I <sub>a</sub> [A] (ampacity)	2955 -2220	1788

**Tab. 6 Parametri elettrici alla sequenza positiva (installazioni tipiche a 400 kV-50 Hz)**

I tre sistemi descritti hanno la stessa lunghezza totale (170 km): questo è assunto come base di confronto ai fini dell'analisi. In tutti e tre i casi, il disturbo assunto è un guasto trifase all'istante  $t_0=1$  s, localizzato all'estremità di partenza del tratto terza linea (aereo in doppia terna). La potenza attiva fornita dalla macchina sincrona alla rete (nodo a potenza prevalente) è di 700 MW (0.7 pu).

Infinite bus	$V_N=400$ kV ( $E_b=1$ pu); $f=50$ Hz; $P_S=700$ MW (0.7 pu)
Synchronous machine	$A_N=1000$ MVA; $V_N=20$ kV; $X_d=1.763$ pu; $X'_d=0.281$ pu; $X''_d=0.252$ pu; $X_q=1.744$ pu; $X'_q=0.65$ pu; $X''_q=0.243$ pu; $X_l=0.15$ ; $R_s=0.003$ pu; $T'_{d0}=5.2$ s; $T''_{d0}=0.035$ s; $T'_{q0}=1$ s; $T''_{q0}=0.035$ s; $R_{fd}=0.0011$ pu; $L_{fd}=0.1425$ ; $R_{ld}=0.0545$ pu; $L_{ld}=0.4681$ pu; $R_{lq}=0.0074$ pu; $L_{lq}=0.7285$ pu; $R_{2q}=0.0559$ pu; $L_{2q}=0.114$ pu; $A_{sat}=0.03125$ ; $B_{sat}=6.931$ ; $\psi_{T1}=0.8$ pu; $K_D=0$ ; $H=3.4$ s; $E_t=1$ pu.
Transformer	$A_N=1000$ MVA; $V_{N1}=20$ kV; $V_{N2}=400$ kV; $v_{cc\%}=0.08$ ; connections $\Delta$ - $Y_n$
AVR	$K_A=300$ ; $T_R=0.01$ s; $E_{f\_max}=11.5$ ; $E_{f\_min}=-11.5$ .
PSS	$K_{STAB}=9.5$ ; $T_w=1.41$ s; $T_1=0.15$ s; $T_2=0.033$ s; $v_{s\_max}=0.2$ ; $v_{s\_min}=-0.2$ .
Transmission Lines	$L_1=60$ km; $L_2=10$ km; $L_3=100$ km; OHL positive-sequence parameters: $r_a=0.0231$ $\Omega$ /km; $l_a=0.858$ mH/km; $c_a=13.3$ nF/km; $g_a=10$ nS/km; CL positive-sequence parameters: $r_c=0.0133$ $\Omega$ /km; $l_c=0.576$ mH/km; $c_c=234$ nF/km; $g_c=51.5$ nS/km.
Simulation	Solver: ode 45 (Domand-Price – explicit Runge-Kutta (4,5) formula); variable step size: max step size 0.01 s, min step size 0.005 s, initial step size 0.01 s, relative and absolute tolerance set auto; time simulation 10 s

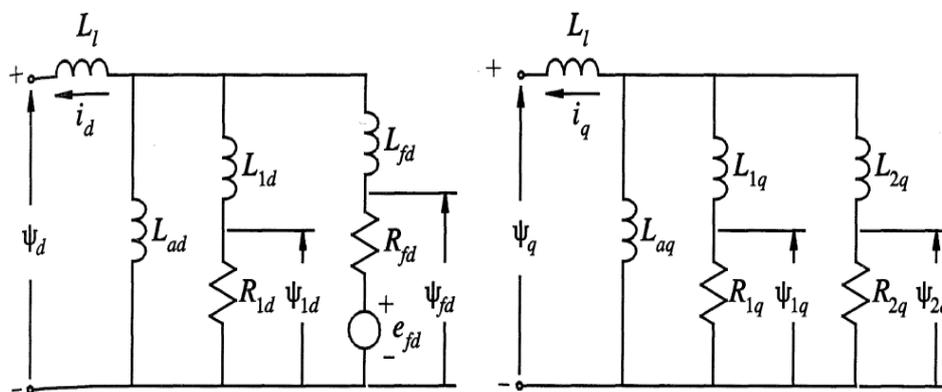
**Tab. 7 Dati impiegati nella simulazione del sistema SMIB in ambiente Matlab/Simulink**

Come è noto in letteratura, per lo studio della stabilità transitoria (o stabilità d'angolo) è possibile seguire due differenti approcci diversi [1] [2]: il metodo nel dominio del tempo e il metodo diretto secondo Lyapunov. In questo studio viene adottato il primo: tale metodo prevede l'integrazione numerica delle equazioni che descrivono il sistema e

il CCT viene ricavato in modo iterativo, ripetendo la simulazione con una durata crescente del guasto fino a quando il sistema raggiunge la condizione di instabilità. Il metodo fornisce risultati accurati, ma richiede molto tempo e vari test; inoltre, non fornisce informazioni sui margini di stabilità del sistema [6]: per un dato tempo di eliminazione del guasto, si può solo dire se il sistema è stabile o meno. I metodi diretti hanno conosciuto in passato una larga diffusione in ambito scientifico, in quanto permettevano di superare le difficoltà offerte dai metodi nel dominio del tempo; tuttavia, con il progresso nel campo dell'elaborazione a calcolatore i difetti dei metodi nel tempo riguardanti essenzialmente la laboriosità e il tempo richiesti per l'ottenimento dei risultati sono risultati via via sempre meno vincolanti e gravosi, oscurando così l'utilizzo dei metodi diretti.

Per l'applicazione del metodo nel dominio del tempo, un modello completo del sistema è stato costruito e implementato in ambiente Matlab/Simulink [7].

L'analisi della stabilità transitoria (o stabilità d'angolo) di un sistema di potenza coinvolge sia equazioni differenziali che equazioni algebriche per la simulazione del comportamento della macchina sincrona e della rete di trasmissione. Il modello della macchina qui presentato è derivato da un insieme di equazioni opportunamente modificate ai fini dell'analisi della stabilità transitoria. Il generatore è rappresentato da un modello avente un asse d e due assi q smorzatori. Nel modello sono state effettuate le seguenti ipotesi: i termini di statore differenziali  $d\psi/dt$  e l'effetto delle variazioni di velocità sulle tensioni di statore sono stati trascurati [2]: in questo modo, le equazioni di statore sono state espresse come semplici equazioni algebriche. Al contrario, la dinamica del rotore è stata simulata tenendo in considerazione le relazioni circuitali che implicano equazioni differenziali. Lo schema utilizzato è mostrato in Fig. 30. La saturazione dei circuiti magnetici è stata tenuta in conto attraverso il calcolo per una assegnata condizione di funzionamento di opportuni coefficienti,  $K_{sd}$  e  $K_{sq}$ , chiamati fattori di saturazione e ottenuti sulla base di approssimazioni analitiche della caratteristica di saturazione della macchina anche detta caratteristica a circuito aperto [2]. L'implementazione delle equazioni del moto fornisce la deviazione della velocità di rotore  $\Delta\omega$  e l'angolo di rotore  $\delta$ . Tutte le equazioni della macchina sono state espresse in un unico piano di riferimento dq rotante in sincronismo con il rotore della macchina; l'interfaccia tra la macchina e la rete è stata realizzata specificando le grandezze elettriche in un piano di riferimento comune indicato come RI, operando un'opportuna trasformazione delle grandezze di macchina in base al valore dell'angolo di rotore  $\delta$ .



**Fig. 30** Rappresentazione circuitale di uno schema comunemente utilizzato per la modellazione della macchina sincrona

Il generatore è stato supposto provvisto di regolatore automatico di tensione (AVR, Automatic Voltage Regulator): esso consiste in un sistema di eccitazione statico indicato come ST1A (bus-fed thyristor excitation system), simulato considerando la costante di tempo del trasduttore di tensione e un elevato guadagno dell'eccitatore  $K_A$ , senza considerare riduzione transitoria di guadagno o feedback derivativi. Il sistema di eccitazione comprende anche lo stabilizzatore di potenza (PSS, Power System Stabilizer), simulato essenzialmente con due blocchi, implementando rispettivamente le funzioni di trasferimento del blocco washout (eliminazione di frequenze indesiderate) e del blocco phase compensation (con le costanti di tempo in ritardo e in anticipo). Il sistema di eccitazione descritto è mostrato in Fig. 31.

Per quanto riguarda il motore primo della macchina sincrona e la sua simulazione nel modello, si è scelto di fare l'ipotesi (accettabile per le condizioni di studio) che l'input di energia meccanica rimanga costante per tutta la durata della simulazione, fissata a 10 secondi come spiegato più avanti.

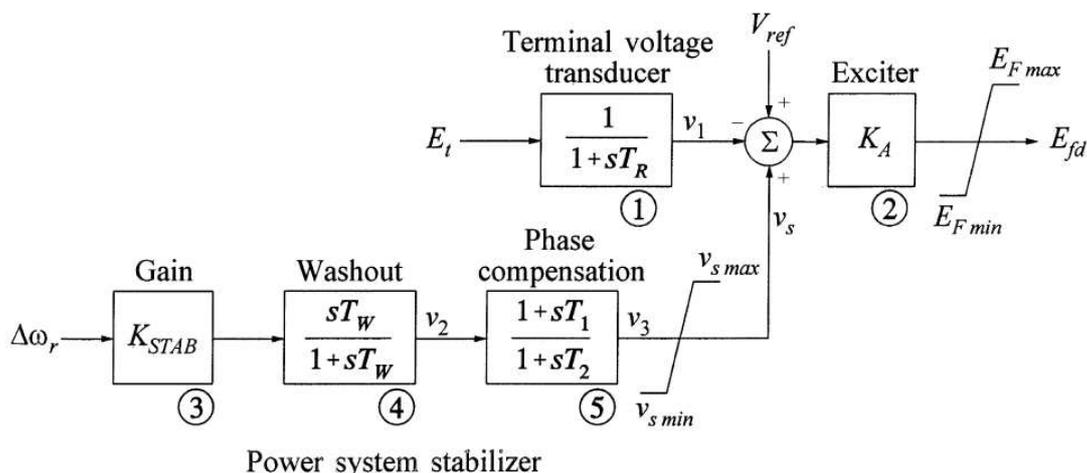


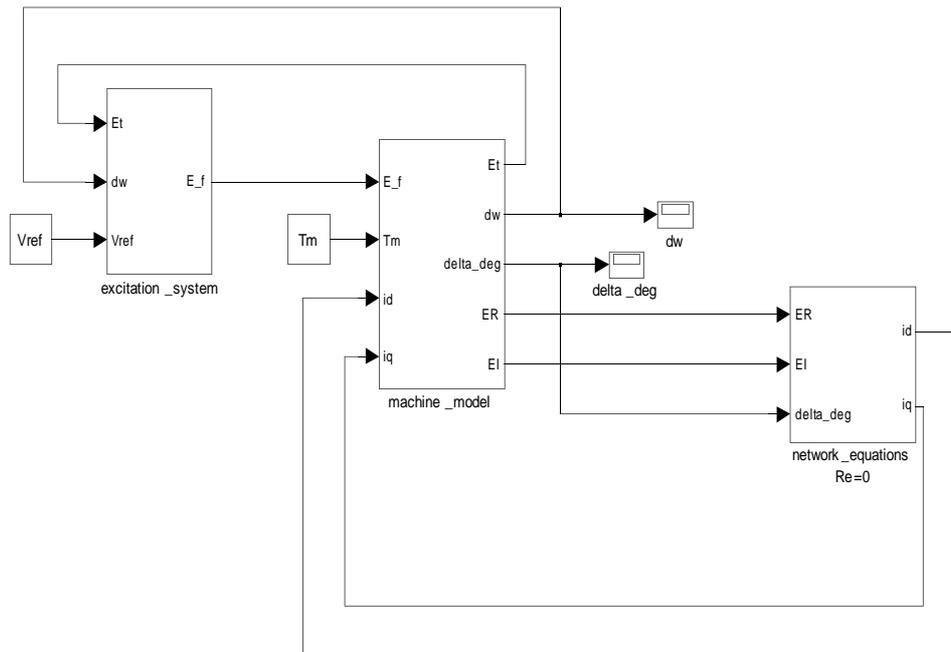
Fig. 31 Sistema di eccitazione a tiristori con AVR e PSS

Con riferimento ai tempi di evoluzione dei fenomeni considerati nello studio, i tratti della linea di trasmissione, sia aerei che in cavo, sono stati simulati con le loro costanti quadripolari ABCD calcolati a 50 Hz: la rete, composta da una cascata di tratti di linea, è stato poi semplificata eliminando i nodi passivi riducendola a un circuito equivalente a due porte. La potenza attiva erogata dal generatore è stata fissata risolvendo l'equazione potenza-angolo (5) e ottenendo la fase della tensione ai morsetti di macchina  $\delta_1$ . La fase  $\delta_2$  della tensione del nodo a potenza prevalente è stata assunta come riferimento e posta pari a 0 (ciò corrisponde a fissare l'asse R del piano di riferimento comune RI).

$$P_1 = E_1^2 Y_{11} \cos(\vartheta_{11}) + E_1 E_2 Y_{12} \cos(\vartheta_{12} - \delta_1) \quad (9)$$

$$Q_1 = E_1^2 Y_{11} \sin(\vartheta_{11}) + E_1 E_2 Y_{12} \sin(\vartheta_{12} - \delta_1) \quad (10)$$

Per tener conto il verificarsi del disturbo, la matrice delle ammettenze del sistema ridotto è stata calcolata per i tre periodi di tempo considerati, vale a dire prima, durante e dopo il guasto, considerando il diverso metodo di eliminazione del guasto (con o senza l'apertura della linea affetta dal guasto). Una volta risolto il loadflow, l'inizializzazione della macchina è stata realizzato precalcolando i valori di regime (steady-state) dei parametri della macchina, secondo la procedura indicata in [2]. Il modello del sistema SMIB è stato implementato in ambiente di simulazione Simulink (Fig. 32), mentre l'inizializzazione è stata ottenuta per mezzo di un file m collegato al modello mdl in Simulink.



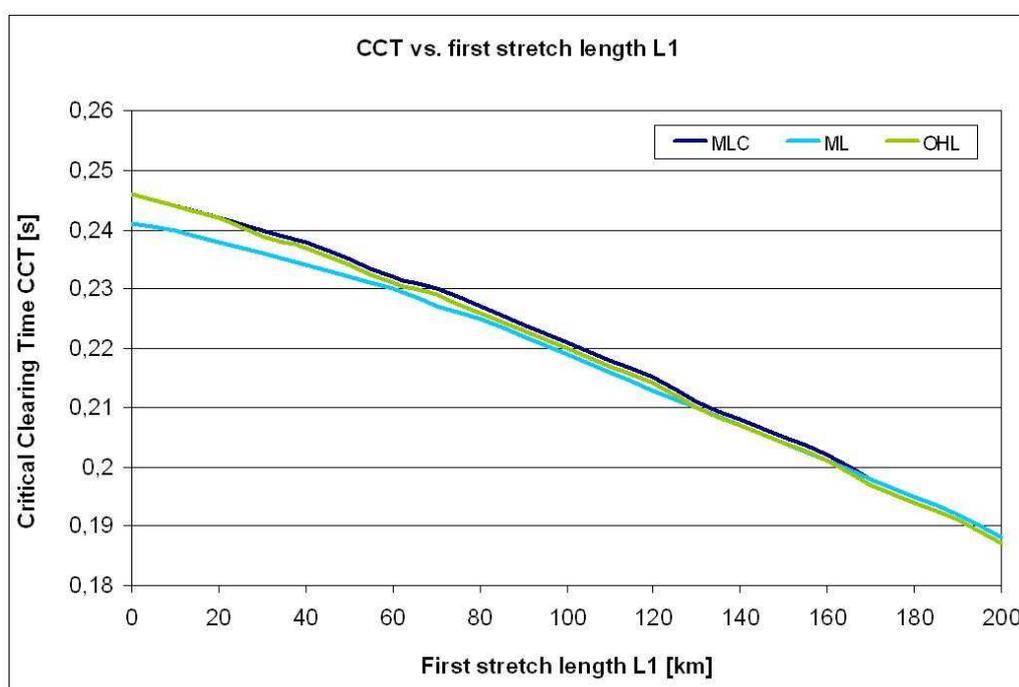
**Fig. 32 Modello in Simulink dell'intero sistema SMIB con sistema di eccitazione, macchina sincrona, linea di trasmissione e rete esterna**

Come anticipato, il confronto tra i tre sistemi descritti è stato effettuato attraverso un'analisi di sensitività in cui la risposta del sistema è stata caratterizzata con la determinazione del valore del CCT in corrispondenza alla variazione di un dato parametro del sistema. La procedura per la determinazione del tempo critico di eliminazione del guasto CCT è stata sviluppata per mezzo di un algoritmo che implementa una ricerca di tipo iterativo. Per il semplice sistema in esame, l'instabilità che si può verificare è di forma aperiodica, con la separazione angolare tra la macchina e il nodo a potenza prevalente, e si verifica durante la prima oscillazione del rotore (per questo motivo è indicata come first swing instability [8]). La tabella 7 mostra una panoramica dei parametri di sistema che sono stati studiati nell'analisi di sensitività. Anche se il tempo di interesse negli studi di stabilità transitoria è di solito da 3 a 5 secondi dopo il disturbo [1], i risultati sono stati ottenuti attraverso simulazioni estensive con la simulazione di un periodo di tempo di 10 secondi, in modo da evitare che casi dichiarati stabili non fossero invece condizioni di sistema instabili [9]. Nel seguito vengono sintetizzati i risultati ottenuti per i diversi parametri sotto indagine nell'analisi di sensitività (Tab. 8).

Guasto	Macchina	Linea di trasmissione	Nodo a potenza prevalente
Metodo di eliminazione (con o senza apertura della linea)	Ampiezza della tensione ai morsetti	Lunghezza L1	Ampiezza della tensione
		Lunghezza L2	
	Tipo di sistema di eccitazione	Lunghezza L3	
		Compensazione cavo	

**Tab. 8** Parametri di sistema sotto indagine nell'analisi di sensitività

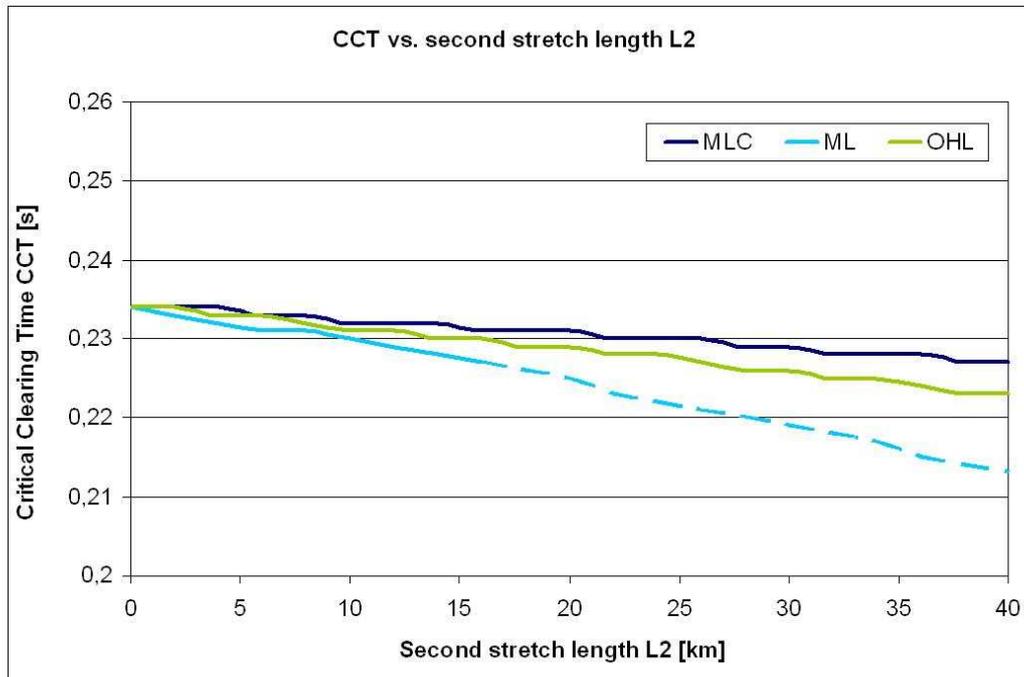
L'analisi di sensitività alla lunghezza  $L_1$  del primo tratto di linea, aereo in tutti e tre i casi, è stata effettuata per un intervallo di variazione del parametro di 0-200 km. I risultati sono mostrati in figura 33. Come previsto, il valore del CCT diminuisce monotonicamente con la lunghezza  $L_1$ . A causa degli effetti di compensazione del cavo, non c'è una rilevante differenza tra il sistema MLC (linea mista compensata) e il sistema OHL (linea puramente aerea). Al contrario, il sistema ML (linea mista non compensata) presenta un leggero svantaggio per lunghezze del primo tratto fino a 40 km.



**Fig. 33** Sensitività del CCT nei confronti della variazione della lunghezza  $L_1$

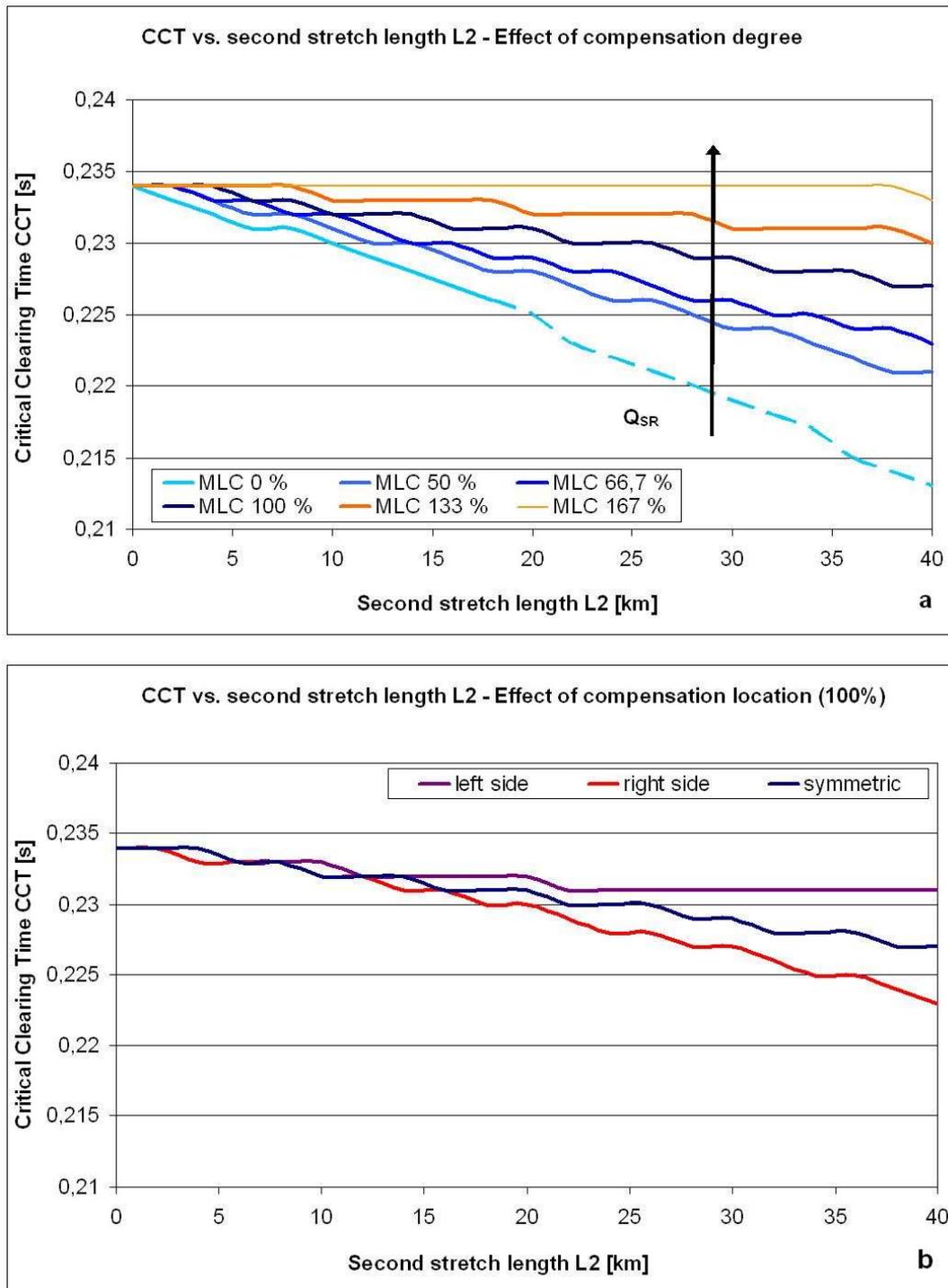
L'analisi di sensitività è stata ripetuta per la lunghezza  $L_2$  del secondo tratto di linea: i

risultati in Fig. 34 mostrano che il valore del CCT diminuisce con la lunghezza  $L_2$  per tutti e tre i sistemi, anche se diminuisce molto di più per il sistema ML. Tuttavia, va notato che oltre lunghezze del cavo di circa 15-20 km, la potenza reattiva richiesta da una linea in cavo diventa notevole e dunque per un corretto funzionamento del sistema devono essere previsti reattori shunt di compensazione.



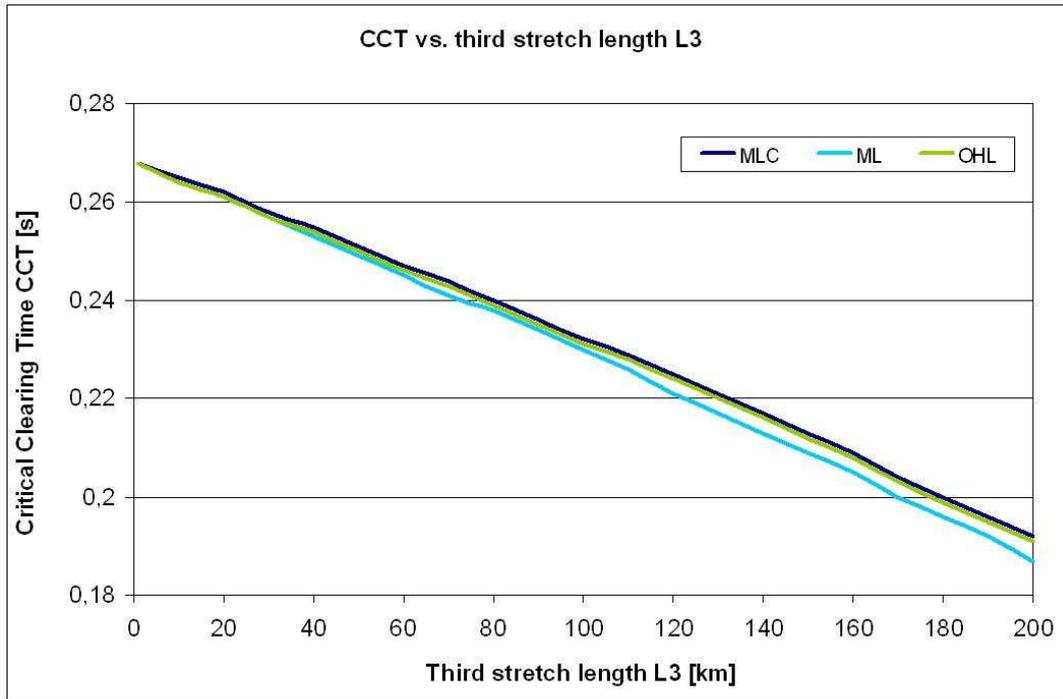
**Fig. 34** Sensitività del CCT nei confronti della variazione della lunghezza  $L_2$

Per il sistema MLC è stato anche studiato l'effetto della variazione del grado di compensazione e della posizione dei reattori in relazione alla localizzazione del guasto. Le simulazioni effettuate variando il grado di compensazione (Fig. 35a) indicano che anche una lieve diminuzione del grado di compensazione della linea mista può peggiorare le prestazioni transitorie della stabilità del sistema. Al contrario, la sovracompensazione della linea mista può condurre a una migliore performance del sistema dal punto di vista della stabilità transitoria. Il beneficio ottenibile dal maggiore grado di compensazione è molto più marcato quanto maggiore è la lunghezza del cavo, mentre per lunghezze del tratto in cavo fino a 15-20 km nessuna differenza significativa è stata riscontrata. È stata anche studiata la posizione dei reattori di compensazione, supponendo una compensazione asimmetrica a ciascuna estremità del cavo. I risultati mostrati in Fig. 35b, ottenuta per una compensazione del 100% (cioè 12 MVAR/km) della linea mista, dimostrano che dal punto di vista della stabilità transitoria la compensazione asimmetrica ha un effetto diverso sul sistema. In particolare, è stato osservato che la compensazione totale della linea con reattori shunt all'estremità opposta del guasto (a sinistra nella Fig. 35b) può condurre a un leggero miglioramento delle prestazioni di stabilità transitoria del sistema. Questa considerazione può essere utile nel caso di lunghezze molto diverse dei due tratti di linea aerea (con diverse probabilità di occorrenza del guasto).



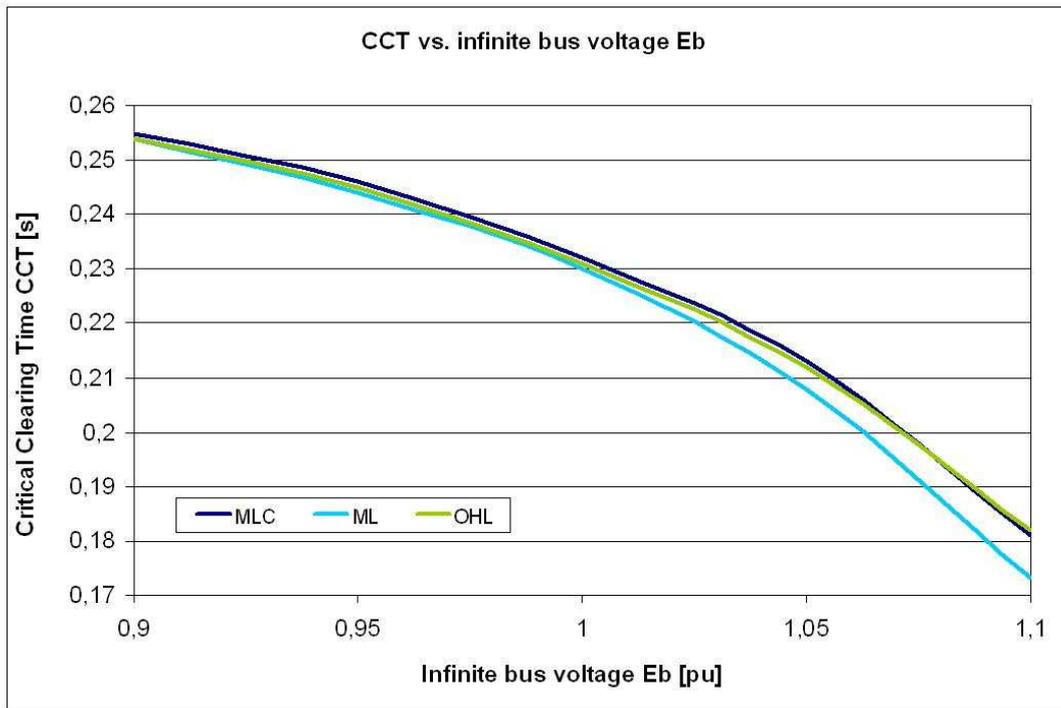
**Fig. 35** Sensitività del CCT nei confronti della variazione della lunghezza L2: a) variazione del grado di compensazione; b) variazione della localizzazione dei reattori shunt

Infine, l'analisi di sensitività per la lunghezza  $L_3$  del terzo tratto di linea è stata effettuata per un intervallo di variazione 1-200 km: per lunghezze inferiori a 1 km, ovviamente, non ci sono differenze tra i tre casi e le simulazioni restituiscono un elevato e poco significativo valore del CCT: ciò si spiega tenendo conto nel caso di ridotte lunghezze (< 1 km) della vicinanza del punto di guasto al nodo a potenza prevalente. Anche in questo caso, come per la lunghezza del primo tratto  $L_1$ , le differenze tra i tre sistemi sono minime (Fig. 36).



**Fig. 36** Sensitività del CCT nei confronti della variazione della lunghezza  $L_3$

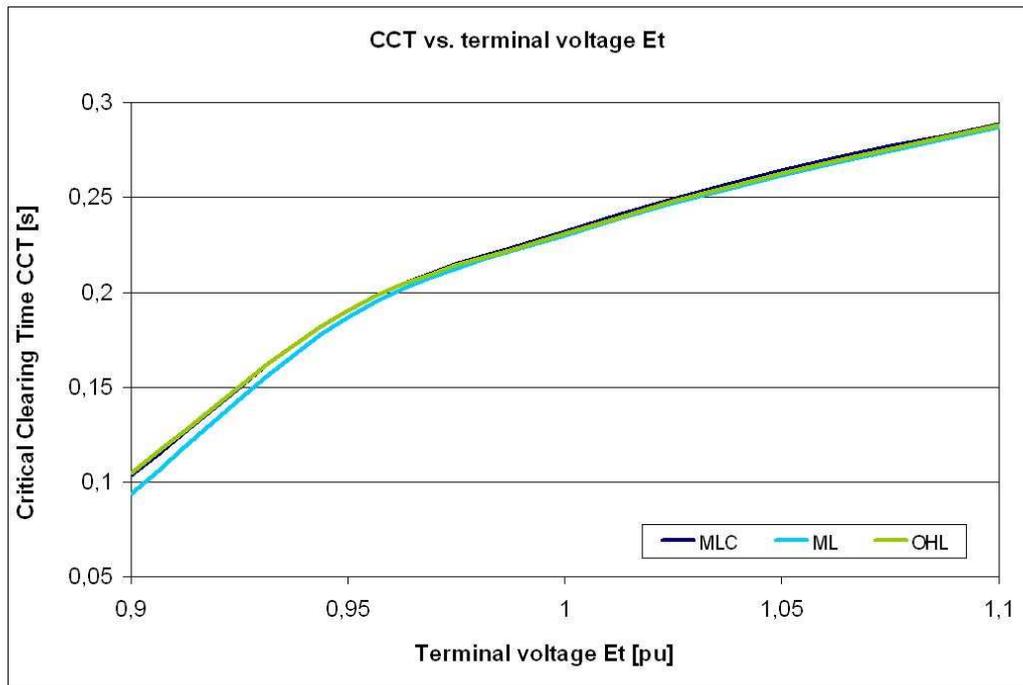
L'analisi di sensitività nei confronti della tensione del nodo a potenza prevalente è stata effettuata variando la tensione  $E_b$  nel range 0.90-1.10 pu. Va notato che variando l'ampiezza della tensione del nodo varia il flusso della potenza reattiva lungo la linea, e di conseguenza la macchina sincrona può lavorare in sovra o in sottoeccitazione, portando rispettivamente a un decremento o a un incremento nell'angolo interno di macchina  $\delta_i$  (corrispondente all'angolo con il quale l'asse q anticipa il fasore della tensione ai morsetti di macchina  $E_t$ ). Quindi, come si può vedere da Fig. 37, quando  $E_b$  aumenta il CCT diminuisce, essendo il generatore per  $E_b < E_t = 1$  in condizione di sovraeccitazione e per  $E_b > E_t = 1$  in condizioni di sottoeccitazione. Comunque, non ci sono differenze rilevanti tra i tre sistemi: soltanto uno scarto molto lieve del sistema ML rispetto agli altri due sistemi è stato trovato per valori di  $E_b$  maggiori di 1.05 pu.



**Fig. 37** Sensitività del CCT nei confronti dell'ampiezza di tensione  $E_b$

Per l'analisi di sensitività nei confronti del valore della tensione ai morsetti della macchina  $E_t$ , il campo di variazione scelto è lo stesso di quello della tensione  $E_b$ . Come si può vedere dalla Fig. 38, all'aumentare della tensione  $E_t$  aumenta la stabilità transitoria del sistema: ciò può essere spiegato con le stesse motivazioni illustrate per il caso della tensione del nodo a potenza prevalente  $E_b$ . Tuttavia, a differenza del caso precedente, il CCT è molto più sensibile alle variazioni del valore della tensione. Comunque, le differenze tra i tre casi non sono rilevanti.

Tutte le simulazioni precedenti sono state effettuate considerando un valore costante dell'output del sistema di eccitazione, vale a dire la tensione  $E_{fd}$  è stata considerata costante (il che equivale a considerare un'eccitazione di tipo manuale): questa situazione è molto distante dalla realtà dei sistemi di potenza, dal momento che tutte le moderne macchine sincrone sono dotate in genere di un AVR ad alto guadagno e azione rapida, talvolta dotato anche di PSS. Dunque, sia AVR che PSS sono stati inclusi nel modello dell'intero sistema secondo le indicazioni e le modalità di simulazione descritte prima. Nella Tab. 9 sono riportati i risultati della simulazione per un guasto trifase, in condizioni standard come specificato in Tab. 7, sia per il caso di eccitazione del manuale che per il caso con AVR e AVR/PSS. Come previsto, l'effetto del regolatore di tensione e dello stabilizzatore di potenza è benefico per la stabilità transitoria del sistema. Dal confronto, risulta che i tre sistemi rimangono più o meno equivalenti dal punto di vista del loro comportamento transitorio.



**Fig. 38** Sensitività del CCT nei confronti dell'ampiezza di tensione  $E_t$

	Critical Clearing Time [s]		
	Eccitazione manuale	AVR	AVR and PSS
MLC	0.232	0.267	0.279
ML	0.230	0.266	0.276
OHL	0.231	0.267	0.278

**Tab. 9** Valori del CCT per i casi di eccitazione manuale, AVR e AVR/PSS: cortocircuito trifase eliminato con apertura della linea guasta

Per l'analisi di sensitività nei confronti delle modalità di eliminazione del guasto, sono state condotte ulteriori simulazioni in cui la perturbazione sul sistema (cioè il guasto trifase alla sending end del terzo tratto di linea), è stata assunta temporanea: gli interruttori posti alle estremità di linea non intervengono, e così non avviene l'apertura della linea; il guasto si considera estinto autonomamente al tempo  $t_{cl}$ . I risultati raccolti nella Tab. 10 sostanzialmente confermano le considerazioni fatte in precedenza.

	Critical Clearing Time [s]		
	Eccitazione manuale	AVR	AVR and PSS
MLC	0.248	0.283	0.288
ML	0.244	0.280	0.284
OHL	0.247	0.282	0.287

**Tab. 10 Valori del CCT per i casi di eccitazione manuale, AVR e AVR/PSS: cortocircuito trifase eliminato senza apertura della linea guasta**

## II.4 CONCLUSIONI

Lo studio della stabilità statica di un semplice sistema a due nodi comprendente una linea mista aereo-cavo, condotto per differenti configurazioni, ha mostrato come il valore del limite di stabilità statica per una linea mista compensata con reattori shunt sia maggiore di quello relativo al caso di linea puramente aerea (a parità di lunghezza complessiva): ciò si spiega tenendo conto dei diversi valori delle impedenze caratteristiche del tratto in cavo e del tratto aereo. La compensazione effettuata con reattori alle estremità dell'intera linea, così come l'inversione dei tratti esterni della linea non producono alcuna variazione sulle costanti del quadripolo equivalente.

Riassumendo invece le conclusioni dello studio effettuato attraverso un'analisi di sensitività su un sistema SMIB comprendente una linea mista aereo-cavo-aereo, è possibile affermare che: come hanno mostrato i risultati ottenuti, il comportamento transitorio di una linea mista compensata con reattori shunt e quello di una linea aerea "equivalente" sono abbastanza simili; per lunghezze del tratto in cavo oltre i 20 km, la sovracompensazione della linea mista può condurre a un evidente miglioramento della stabilità transitoria; la compensazione asimmetrica della linea si riflette in un differente effetto sul comportamento transitorio del sistema misto; l'introduzione nel modello dell'intero sistema del regolatore automatico di tensione e dello stabilizzatore di potenza ha sostanzialmente confermato i risultati ottenuti considerando nelle simulazioni un'eccitazione del generatore di tipo costante. Infine, vale la pena notare che lo studio ha preso in considerazione un sistema misto (spesso indicata come configurazione a "sifone") con una lunghezza relativamente piccola del tratto di linea in cavo: non è strano pensare che altre configurazioni del sistema, per esempio con lunghezze maggiori del tratto in cavo oppure con un diverso assetto del tipo cavo-aereo-cavo, possano portare a risultati diversi. Questo rappresenta un possibile punto di proseguimento dell'indagine fin qui portata avanti in merito al comportamento transitorio di un semplice sistema comprendente una linea mista aereo-cavo.

## II.5 BIBLIOGRAFIA

- [1] IEEE/CIGRE joint task force on stability terms and definitions, “Definition and classification of power system stability”, *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 19, May 2004, pp. 1387-1401.
- [2] P. Kundur, *Power System Stability and Control*, USA: McGraw-Hill, 1994.
- [3] A. Z. Khan, “Effects of power system parameters on critical clearing time: comprehensive analysis”, *Electric Power and Energy Systems*, vol. 49, 1999, pp. 37-44.
- [4] H. Takada, Y. Kato, S. Iwamoto, “Transient stability preventive control using CCT and generation margin”, *IEEE Power Engineering Society Summer Meeting (PESS2001)*, Vancouver, Canada, vol. 2, July 2001, pp. 881-886.
- [5] P.F. Puleston, S.A. Gonzalez, F. Valenciaga, “A STATCOM based variable structure control for power system oscillations damping”, *Electric Power and Energy Systems*, vol. 29, 2007, pp. 241-250.
- [6] U. Gabrijel, R. Mihalic, “Assessment of transient stability in power systems with FACTS”, *EUROCON 2003. Computer as a Tool. The IEEE Region 8*, Ljubljana, Slovenia, vol. 2, September 2003, pp. 230-234.
- [7] Matlab – Getting Started Guide, The MathWorks, Inc., available online at [http://www.mathworks.com/access/helpdesk/help/pdf\\_doc/matlab/getstart.pdf](http://www.mathworks.com/access/helpdesk/help/pdf_doc/matlab/getstart.pdf).
- [8] M. H. Haque, “Evaluation of First Swing Stability of a Large Power System With Various FACTS Devices”, *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 23, August 2008, pp. 1144-1151.
- [9] M.W. Mustafa, M.R. Ahmad, “Transient Stability Analysis of Power System with Six-Phase Converted Transmission Line”, *First International Power and Energy Conference (PECon2006)*, Putrajaya, Malaysia, November 2006, pp.262-266.

## CAPITOLO III

### STRATEGIA DI SWITCHING DEI REATTORI SHUNT IN UNA LINEA MISTA PER L'AUMENTO DELLA STABILITÀ

---

#### III.1 PREMESSA

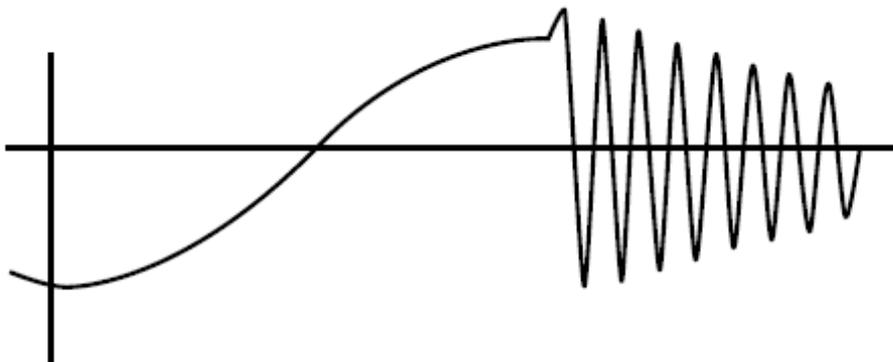
Come detto in precedenza, la definizione della stabilità transitoria di un sistema riveste un ruolo strategico, in quanto permette di classificare la severità delle diverse contingenze, prevedere in qualche modo il comportamento del sistema e quindi prevedere opportune azioni di progettazione e di pianificazione del sistema.

In particolare, in un sistema di potenza che contiene una linea mista aereo-cavo, l'influenza dell'eventuale compensazione shunt sul comportamento del sistema aumenta con la taglia dei reattori installati, la quale può essere molto rilevante in presenza di notevoli estensioni del tratto in cavo. Molti progetti in diverse parti del mondo hanno previsto o prevedono la realizzazione di linee miste con un tratto in cavo molto lungo, e in questo tipo di scenario futuro potrebbe essere molto importante stabilire una strategia di controllo sui reattori shunt necessariamente presenti data la considerevole lunghezza della linea in cavo: una tale strategia dovrebbe avere il vantaggio di un approccio semplice e poco costoso, in modo da essere adottata come contromisura nei confronti dei gravi disturbi che possono interessare il sistema di potenza e quindi in definitiva per il miglioramento della stabilità del sistema stesso. Lo studio qui descritto si propone appunto questo obiettivo.

Inizialmente, vengono riassunte e discusse le principali questioni relative al transitorio di commutazione (apertura o chiusura) dei reattori shunt: verrà valutato che l'operazione di commutazione (anche detta switching) dei reattori shunt non comporta sotto determinate condizioni nessun tipo di problema per un sistema di potenza. Successivamente lo studio è suddiviso in due parti principali. La prima presenta una discussione teorica sulla separazione angolare dei sistemi di potenza: verrà illustrato il concetto di base su cui si articola la strategia proposta sui reattori shunt, e questo verrà fatto con l'aiuto di un semplice sistema. Nella seconda parte, le azioni di controllo indicate verranno applicate a un sistema test standard, opportunamente modificato per introdurre una linea mista con i relativi reattori shunt. Lo studio è basato su dettagliate simulazioni nel dominio del tempo ed è effettuato utilizzando il software dedicato NEPLAN [1]. Infine, verranno riassunte le principali conclusioni dello studio, mostrando come gli istanti di intervento e la taglia della compensazione reattiva coinvolta nell'operazione di commutazione giochino un ruolo decisivo e fondamentale nel determinare se le azioni di controllo proposte influiscano positivamente o meno nell'evitare la separazione angolare e l'instabilità del sistema di alimentazione.

## III.2 TRANSITORIO DI SWITCHING DI REATTORI SHUNT

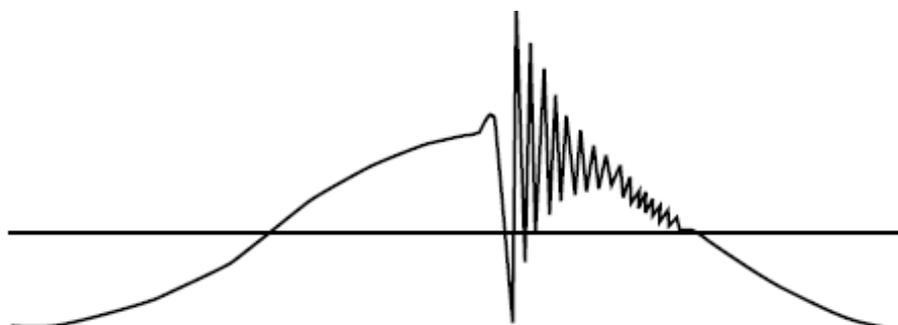
I reattori shunt sono ampiamente utilizzati nei sistemi di potenza: la loro funzione è quella di stabilizzare la tensione del sistema, consumando la potenza reattiva generata dalle linee aeree in condizioni di basso carico o, di recente, dalle linee via cavo durante le normali condizioni di funzionamento. I reattori shunt sono abbastanza spesso connessi e disconnessi su base quotidiana, per via dei cambiamenti che avvengono sul carico e sulla configurazione del sistema. Lo switching dei reattori shunt è una questione affrontata in letteratura da molto tempo [2] [3], e il relativo transitorio è ben noto. Quando un reattore è disconnesso (switched off), l'interruzione (chopping) della corrente e i successivi possibili re-inneschi (reignitions) possono risultare in significative sovratensioni transitorie. Le seguenti due tipologie di sovratensione vengono generate: le chopping overvoltages (con frequenze fino a 5 kHz, Fig. 39), dovute alla prematura forzatura della corrente a zero; e le reignition overvoltages (con frequenze fino a diverse centinaia di kilohertz, Fig. 40), dovute alla possibile riaccensione dell'arco nell'interruttore a seguito di elevate sollecitazioni di tensione attraverso i suoi poli. Le chopping overvoltages sono tanto più severe quanto minore è la taglia del reattore (fenomeno noto anche come interruzione di piccole correnti induttive): in questo lavoro, per la natura dei sistemi di potenza analizzati e per le caratteristiche della strategia di controllo proposta, saranno presi in considerazione reattori shunt di grandi dimensioni, per cui questo tipo di sovratensioni non risulta significativo e non introduce alcuna limitazione per le finalità di lavoro.



**Fig. 39** Tensione sul reattore shunt in corrispondenza alla de-energizzazione senza riaccensione dell'arco, con una moderata sovratensione per interruzione (chopping) della corrente e moderate oscillazioni di frequenza

La possibile riaccensione con conseguenti transitori di tensione molto ripidi può invece essere critica, danneggiando l'isolamento della linea o apparecchiature vicine. Gli scaricatori di tensione eventualmente installati possono limitare le sovratensioni verso terra a livelli accettabili, ma non possono ridurre la ripida pendenza delle sovratensioni associate alla riaccensione dell'arco. Questo problema può però essere superato mediante il controllo della separazione dei contatti dell'interruttore [4] [5] [6], in modo tale da eliminare le reignitions overvoltages. Questi dispositivi di controllo sono normalmente utilizzati nei moderni interruttori per il controllo delle operazioni di apertura di reattori shunt. Quindi, anche questo tipo di sovratensioni può essere facilmente represso e non rappresenta un problema critico per i sistemi considerati nello

studio. D'altronde, energizzare un reattore shunt può causare correnti di spunto con una notevole asimmetria e grandi costanti di tempo, a seconda della maggiore o minore linearità del nucleo magnetico del reattore: tuttavia, per via del traferro utilizzato nei nuclei dei reattori shunt, non ci sono notevoli effetti di saturazione [4]. In ogni caso, la chiusura controllata di interruttori a servizio di reattori shunt è impiegata in diversi casi, e normalmente come complemento delle operazioni di apertura controllata.



**Fig. 40** Tensione sul reattore shunt in caso di riaccensione dell'arco (reignition), con susseguente transitorio ad alta frequenza

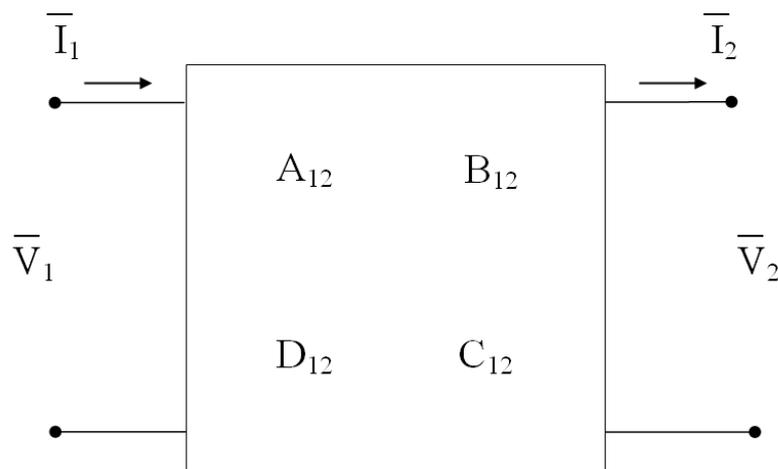
Dunque, è possibile pensare a una strategia basata sull'apertura e sulla chiusura (in breve, sullo switching) dei reattori shunt con il fine di migliorare la stabilità del sistema, senza che questo risenta di ulteriori e indesiderati problemi come le sovratensioni indicate come chopping and reignition overvoltages.

### III.3 SWITCHING DI REATTORI SHUNT PER UN SISTEMA A DUE NODI

Per illustrare come un'azione di switching sui reattori shunt può modificare il comportamento transitorio del sistema può essere d'aiuto il semplice sistema a due nodi mostrato in Fig. 41: per un tale sistema è possibile scrivere l'equazione potenza angolo come:

$$P = \frac{V_1 V_2 \sin \delta}{B_{12}} \quad (11)$$

dove P è la potenza trasmessa dalla linea;  $V_1$  è la tensione alla partenza (sending end);  $V_2$  è la tensione all'arrivo (receiving end);  $\delta$  l'angolo di potenza dell'intera linea;  $B_{12}$  è un parametro ottenuto dalle costanti quadripolari del circuito equivalente a due porte del sistema (Fig. 41). Quando un reattore installato in un determinato punto della linea di trasmissione tra il nodo 1 e nodo 2 viene disconnesso ovvero riconnesso, si determina non soltanto un brusco cambiamento nel valore di  $B_{12}$ , ma anche un improvviso aumento o diminuzione delle tensioni  $V_1$  e  $V_2$  nonché una variazione anche nell'angolo di potenza  $\delta$ . Pertanto, lo switching di un reattore modifica il comportamento transitorio del sistema [7], e se operato correttamente può contribuire positivamente a migliorare la stabilità del sistema contro gravi perturbazioni. Naturalmente, l'effetto dipende dal valore dell'ammettenza  $Y_R$  del reattore: reattori shunt di taglia elevato presentano una  $Y_R$  grande, con un conseguente rilevante effetto sul comportamento transitorio del sistema.



**Fig. 41** Quadripolo equivalente di una linea di trasmissione in un semplice sistema a due nodi

Lo switching di dispositivi shunt per il miglioramento della stabilità del sistema di potenza è stato riscontrato in letteratura [8] [9] [10], ma in effetti questo concetto è stato applicato essenzialmente per lo switching di banchi di condensatori. Tuttavia, è molto facile capire che l'apertura di un reattore è equivalente alla chiusura di una batteria di condensatori: così, la stessa azione positiva sulla stabilità del sistema ottenuta con la chiusura di banchi di condensatori può essere ottenuta con l'apertura di grandi reattori di compensazione shunt.

Tuttavia, i banchi di condensatori non sono normalmente in servizio, ed essi vengono connessi al sistema solo in condizioni anormali e di emergenza; invece, i reattori shunt sono per lo più collegati al sistema durante il normale funzionamento, in quanto sono fondamentali per l'ottenimento di accettabili condizioni di steady state del sistema, ma allo stesso tempo sono disponibili per un'azione di controllo in condizioni di emergenza contro l'instabilità del sistema. Questa strategia dunque non solo ha il vantaggio di un approccio a basso costo, ma come si vedrà in seguito potrà essere utile anche per contingenze non critiche per il sistema al fine di smorzare le oscillazioni susseguenti al disturbo. È anche possibile pensare di integrare un tale controllo di switching dei reattori all'interno di un'architettura di protezione che sia a livello di sistema, dal punto di vista di un'architettura di controllo gerarchico dei sistemi di potenza.

Il concetto base finora illustrato è quindi applicato a un semplice sistema test (Fig. 42), costituito da una sola macchina sincrona collegata a un nodo a potenza infinita attraverso una linea di trasmissione comprendente reattori shunt, per esempio una linea mista aereo-cavo con un tratto in cavo molto lungo. La dinamica di questo sistema è rappresentata nelle simulazioni con un modello subtransitorio (sesto ordine) della macchina sincrona. Il generatore è dotato di un regolatore automatico di tensione (AVR): il sistema di eccitazione alternatore-raddrizzatore a campo controllato, designato in ambito internazionale come tipo AC1A [11], è incluso nel modello dell'intero sistema. I dati impiegati nella simulazione sono riportati di seguito (Tab. 11). Le Fig. 43 e 44 mostrano invece lo schema del modello in ambiente NEPLAN e il sottosistema utilizzato per la realizzazione del circuito di controllo dei reattori.

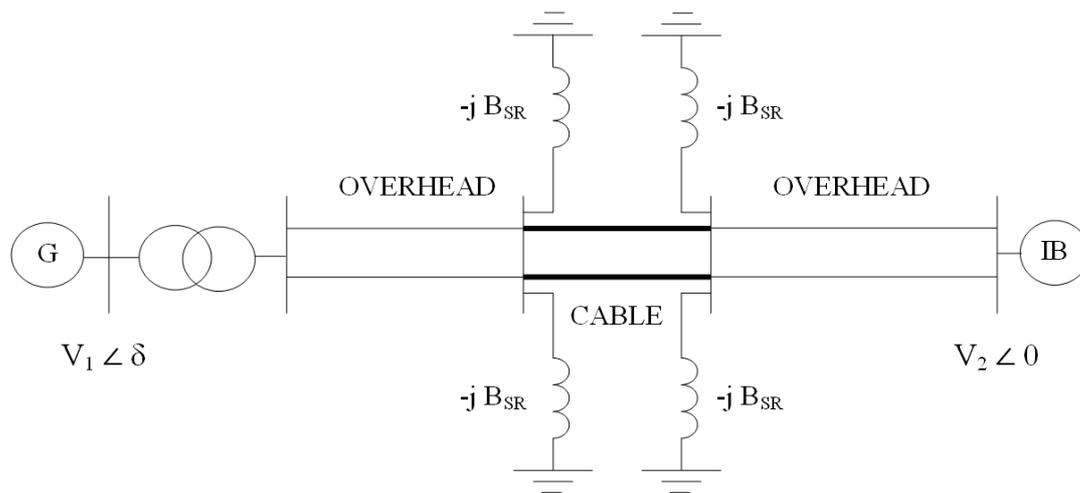


Fig. 42 Semplice sistema test a due nodi, singola macchina connessa a un nodo a potenza infinita

SYNCHRONOUS MACHINE		EXCITER (AC1A TYPE)	
$A_n$ [MVA]	2000	$K_A$	200 (400)
$V_n$ [kV]	20	$T_A$ [s]	0.02
$X_d$ [pu]	1.763	$K_F$	0.03
$X'_d$ [pu]	0.281	$T_F$ [s]	1
$X''_d$ [pu]	0.252	$T_R$ [s]	0.001
$X_q$ [pu]	1.744	$T_B$ [s]	0.001
$X'_q$ [pu]	0.65	$K_C$	0.2
$X''_q$ [pu]	0.243	$T_C$ [s]	0.001
$R_a$ [pu]	0.003	$R_C$	0
$X_l$ [pu]	0.15	$X_C$	0
$T'_{d0}$ [s]	5.2	$K_D$	0.38
$T''_{d0}$ [s]	0.035	$K_E$	1
$T'_{q0}$ [s]	1	$T_E$ [s]	0.8
$T''_{q0}$ [s]	0.035	$V_{AMIN}$	-14.5
$A_{sat}$	0.03125	$V_{AMAX}$	14.5
$B_{sat}$	6.931	$V_{RMIN}$	-5.43
$H$ [s]	3.4	$V_{RMAX}$	6.03
$D$	0	$V_{E1}$	4.18
		$V_{E2}$	3.14
		SE [ $V_{E1}$ ]	0.10
		SE [ $V_{E2}$ ]	0.03
TRANSFORMER		INFINITE BUS	
$A_n$ [MVA]	2000	$V_n$ [kV]	400
$V_{n1}$ [kV]	20	$\delta$ [rad]	0
$V_{n2}$ [kV]	400		
$v_{cc}$ [pu]	0.08		
conn.	$\Delta$ - $Y_n$		

TRANSMISSION LINES

	OHL <sub>1</sub>	CL	OHL <sub>2</sub>
L [km]	60	40	200
r [ $\Omega$ /km]	0.0231	0.0133	0.0231
x [ $\Omega$ /km]	0.27	0.181	0.27
c [nF/km]	13.3	234	13.3
SRs [MVAR]	-	2x220	-

Tab. 11 Dati impiegati nella simulazione del semplice sistema test in ambiente Neplan

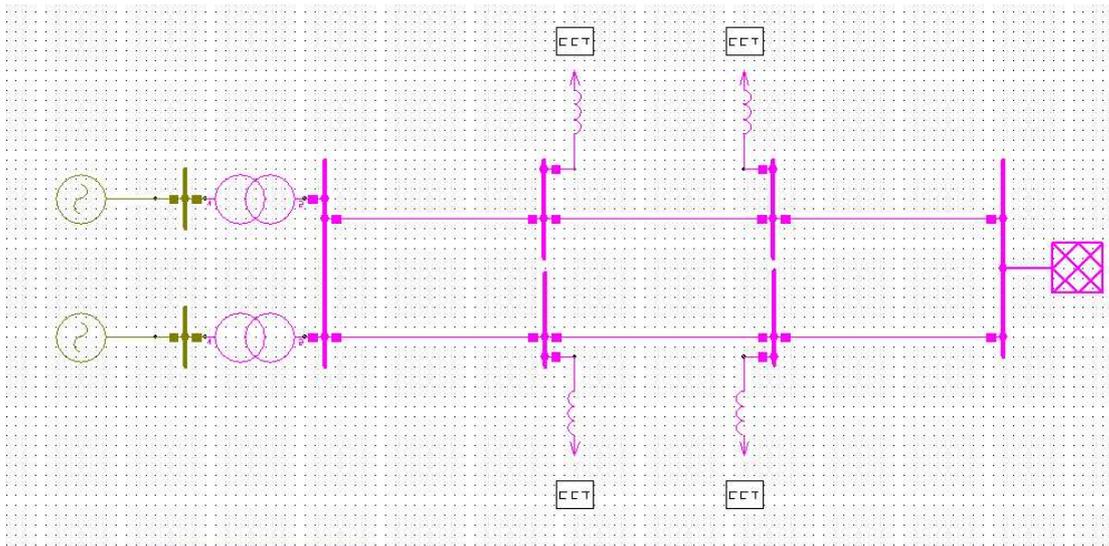
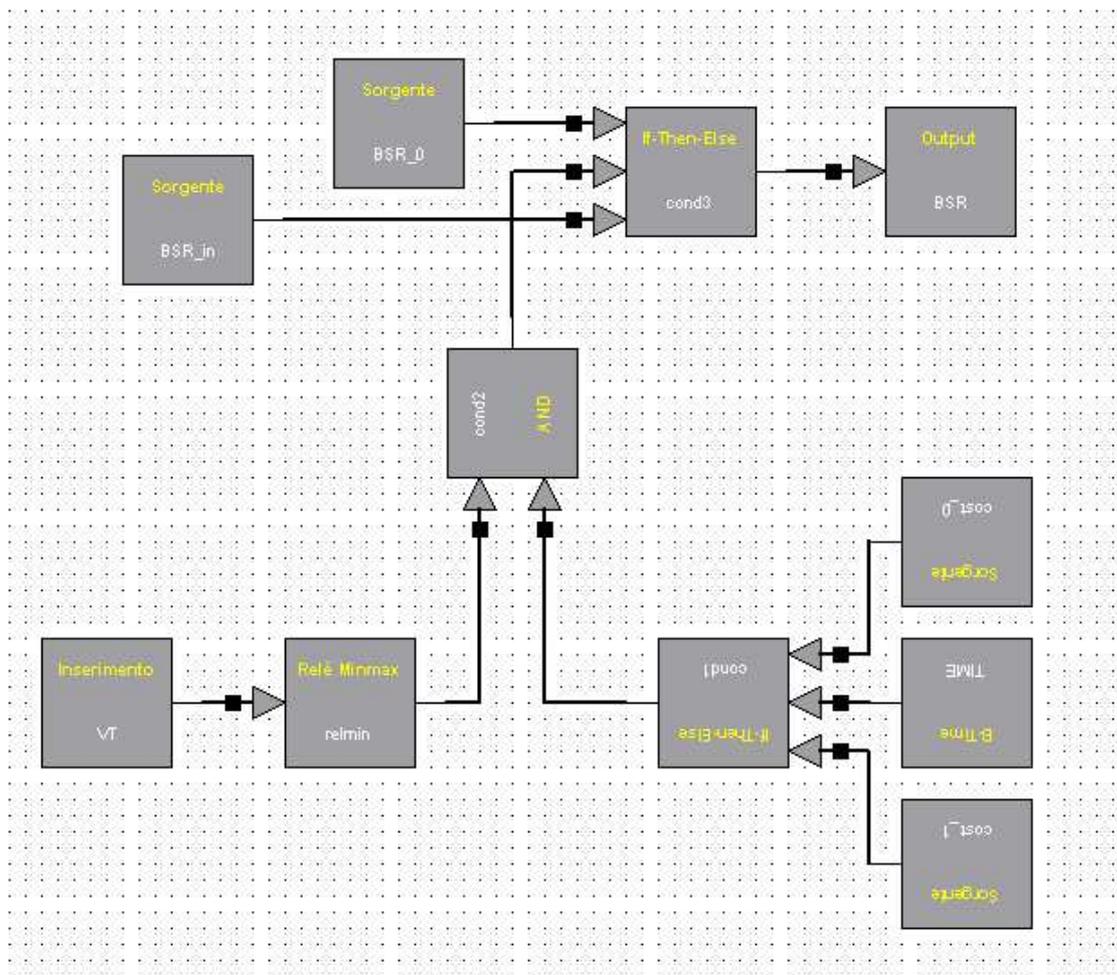


Fig. 43 Modello in Neplan del semplice sistema test singola macchina



**Fig. 44 Sottosistema del circuito di controllo per lo switching dei reattori**

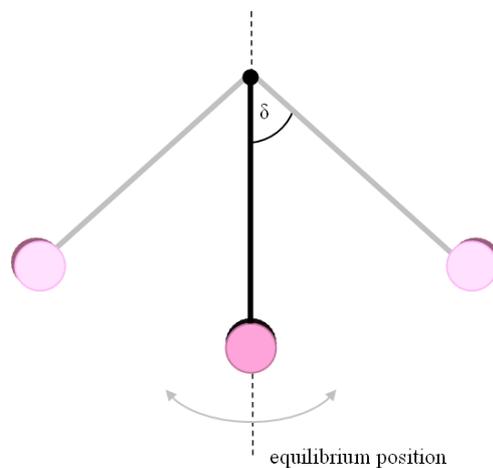
La contingenza assunta è la rimozione di una terna della seconda linea aerea (Fig. 42), la quale corrisponde a un aumento del valore della reattanza totale tra il generatore e il nodo a potenza infinito. L'intervento delle protezioni di linea viene applicato al tempo  $t_0 = 1.2$  s. I reattori shunt sono mantenuti connessi al sistema o disconnessi e riconnessi in accordo a una precisa strategia, che deve considerare le oscillazioni del generatore sia in avanti che indietro rispetto al punto di equilibrio, in quanto in entrambi i casi è possibile che avvenga la separazione angolare tra i due sistemi [8]. Infatti, dopo la prima (in avanti) oscillazione di rotore, l'angolo di potenza diminuisce e aumenta la tensione al nodo: con tensioni superiori, il carico richiede più energia dal generatore, il quale però in quel momento subisce una riduzione della potenza in uscita: questo fenomeno può aumentare il movimento angolare nell'oscillazione di ritorno (in indietro) e quindi portare alla perdita della stabilità d'angolo.

Alla prima oscillazione, aumenta l'angolo di potenza, la potenza aumenta e diminuisce la tensione: in questo caso, la disinserzione (switching off) di un reattore produrrebbe i seguenti effetti: aumenta la tensione del nodo e viene così contenuta la riduzione di tensione che si era verificata durante la prima oscillazione del generatore in avanti; le maggiori tensioni aumentano la richiesta dei carichi, assorbendo così un maggiore quantitativo dell'energia accelerante della macchina; l'angolo di potenza lungo la linea si riduce, contenendo l'oscillazione angolare massima del generatore.

Alla seconda oscillazione di ritorno, diminuisce l'angolo di potenza, la potenza si riduce e aumenta la tensione del nodo: in questo caso, l'inserzione (switching on) di un

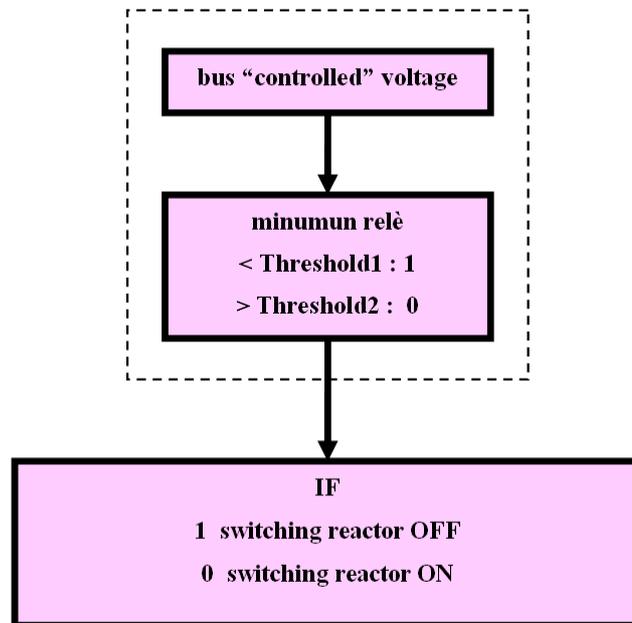
reattore produrrebbe i seguenti effetti: le tensioni ai nodi moderano il loro aumento, riducendo così la potenza richiesta dal carico e richiedendo meno energia al generatore; l'angolo di potenza della linea aumenta, contenendo l'oscillazione angolare minima del generatore.

Volendo operare un'analogia meccanica, e ricordando che il comportamento di un semplice sistema con singola macchina collegata a un nodo a potenza infinita può essere descritto attraverso un'equazione formalmente identica all'equazione del pendolo, lo switching dei reattori shunt può essere visto come l'inserimento di "pesi" durante le oscillazioni del pendolo, rallentamento il moto del pendolo e limitando le sue oscillazioni. Gli istanti di "connessione" di questi pesi corrispondono agli istanti di attraversamento della posizione di equilibrio da parte del pendolo (Fig. 45), i quali sono formalmente analoghi ai tempi in cui il sistema di potenza oscillante passa attraverso il punto di equilibrio che raggiungerà in seguito al verificarsi della contingenza.



**Fig. 45 Oscillazioni del pendolo attorno alla posizione di equilibrio**

Quindi, i tempi di commutazione sono alla base del successo di questa strategia contatore. Inizialmente, i reattori shunt vengono disconnessi il più rapidamente possibile. I tempi della seconda operazione di switching sono critici: nella controstrategia qui proposta e discussa, la sincronizzazione dei tempi delle operazioni di commutazione può essere effettuata attraverso l'impiego di relè di minimo, che riceve un opportuno segnale di ingresso (la tensione ai morsetti della macchina o altrimenti la tensione al nodo della sottostazione più vicino ai reattori). Per il semplice sistema di Fig. 42, questi tempi possono essere identificati seguendo la semplice logica di commutazione di Fig. 46: tale logica prevede che la tensione ai morsetti della macchina sincrona venga usata come unico segnale di riferimento per tutti i reattori che partecipano alle operazioni di controllo e quindi inviata a un relè di minimo avente due soglie di intervento: se la tensione scende al di sotto della prima soglia, il relè attiva la disinserzione del reattore; quando la tensione supera la seconda soglia, il relè attiva invece l'inserzione del reattore; tali soglie devono essere scelte opportunamente, come sarà spiegato più avanti.

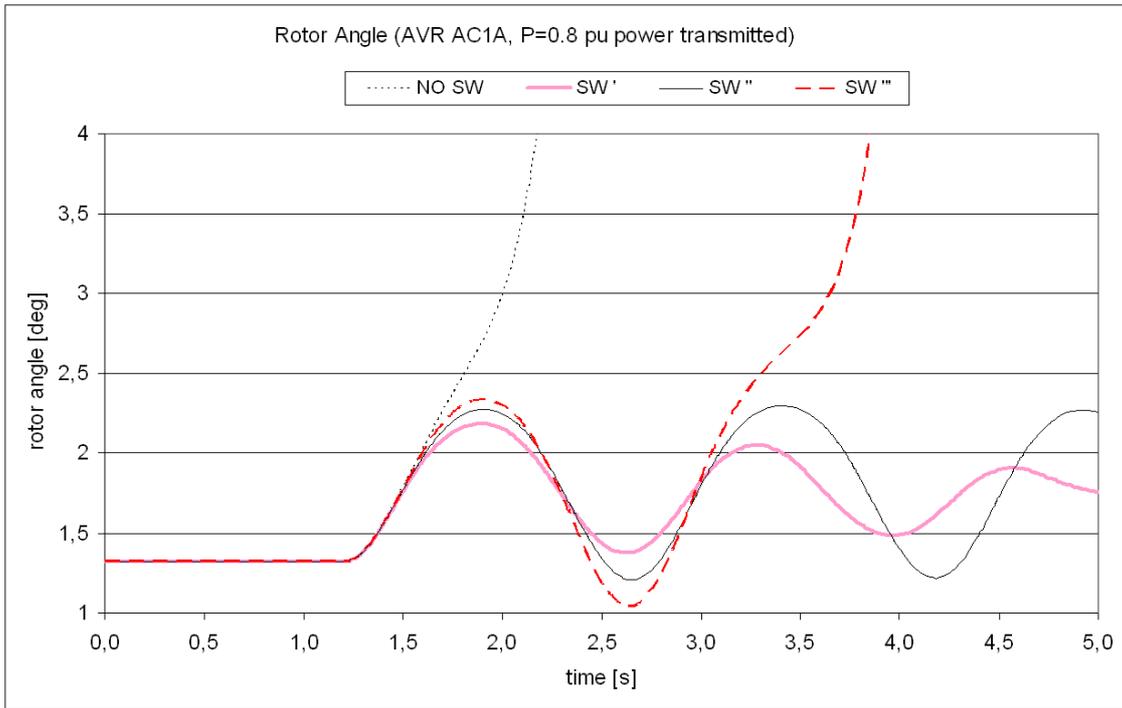


**Fig. 46 Diagramma di flusso della strategia proposta**

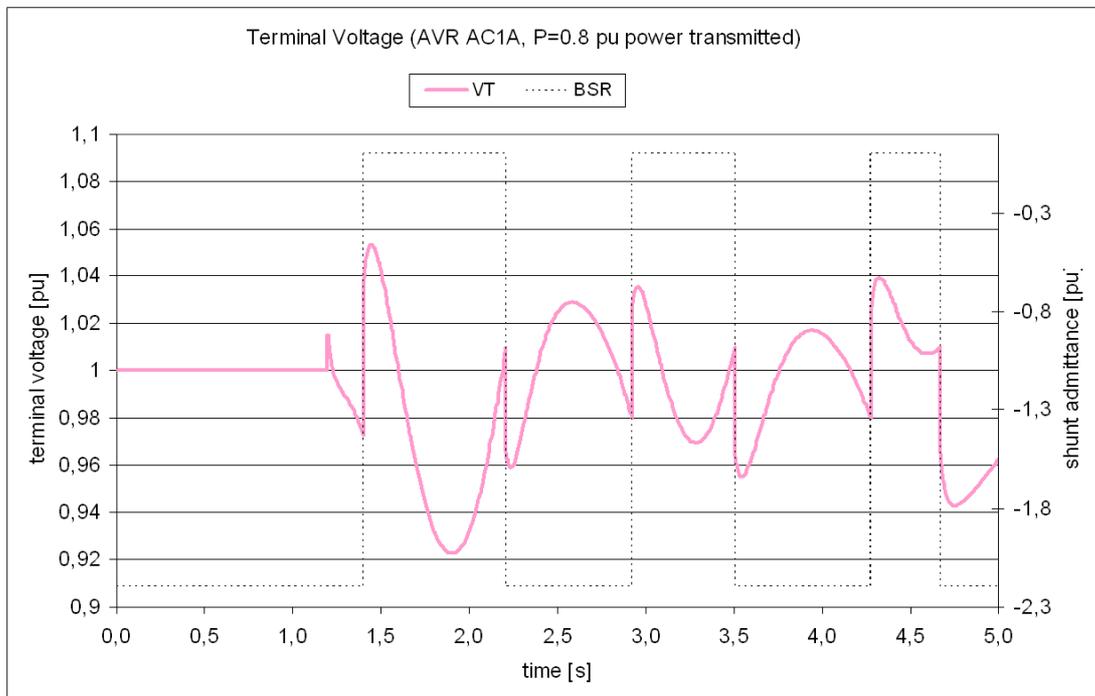
Per il semplice sistema di Fig. 42, le operazioni di switching coinvolgono tre reattori shunt (per una potenza reattiva complessivamente impegnata di circa 600 MVAR), che vengono disconnessi subito dopo il verificarsi della contingenza (al tempo  $t = 1.4$  s). Poi, come detto prima, per mantenere la stabilità del sistema non è sufficiente ricollegare i reattori, ma essi devono essere disconnessi e riconnessi in appropriati istanti, determinati in base al set delle soglie dei relè.

Come si può vedere dai risultati della simulazione, l'azione di controllo dei reattori shunt svolge un ruolo strategico come contromisura contro la separazione angolare: la Fig. 47 mostra il caso di non operazione sui reattori, che espone primo swing instabilità, e tre diverse condizioni switching dei reattori. Nella prima di queste (SW'), i tre reattori controllati sono disconnessi a  $t = 1.4$  s: in seguito, due sono riconnessi e disconnessi in base alle soglie di 0.98 pu e 1.01 pu, mentre il terzo reattore viene riconnesso solo se la tensione ai morsetti di macchina supera 1.1 pu. Il sistema è stabile e le oscillazioni risultano smorzate. Per questo caso, la tensione ai morsetti della macchina e l'ammettanza dei primi due reattori shunt sono tracciate in Fig. 48: in queste condizioni, il terzo reattore non può essere ricollegato senza causare l'instabilità del sistema, ed è quindi mantenuto disconnesso; esso verrà riconnesso al sistema in seguito all'intervento di ulteriori dispositivi e azioni di controllo a medio e lungo termine. La seconda condizione di switching (SW'') è simile alla prima, ma il terzo reattore shunt è disconnesso più tardi (al tempo  $t = 1.6$  s): il sistema è ancora stabile, ma risulta essere meno smorzato (Fig. 47). Nella terza condizione (SW'''), due reattori sono disconnessi troppo tardi dopo l'oscillazione di ritorno (al tempo  $t = 1.6$  s), e nonostante il susseguirsi di riconnesioni e disconnessioni dei reattori, il sistema subisce una separazione angolare e diviene instabile (Fig. 47).

Questi risultati mostrano come i tempi e il numero dei reattori shunt coinvolti nelle operazioni di switching possano influenzare marcatamente la risposta di un sistema di potenza nei confronti di una data perturbazione, discriminando se queste azioni di controllo giochino positivamente o no nell'evitare l'instabilità del sistema.



**Fig. 47** Angolo di rotore in corrispondenza all'apertura di una linea nel semplice sistema test, con e senza switching dei reattori

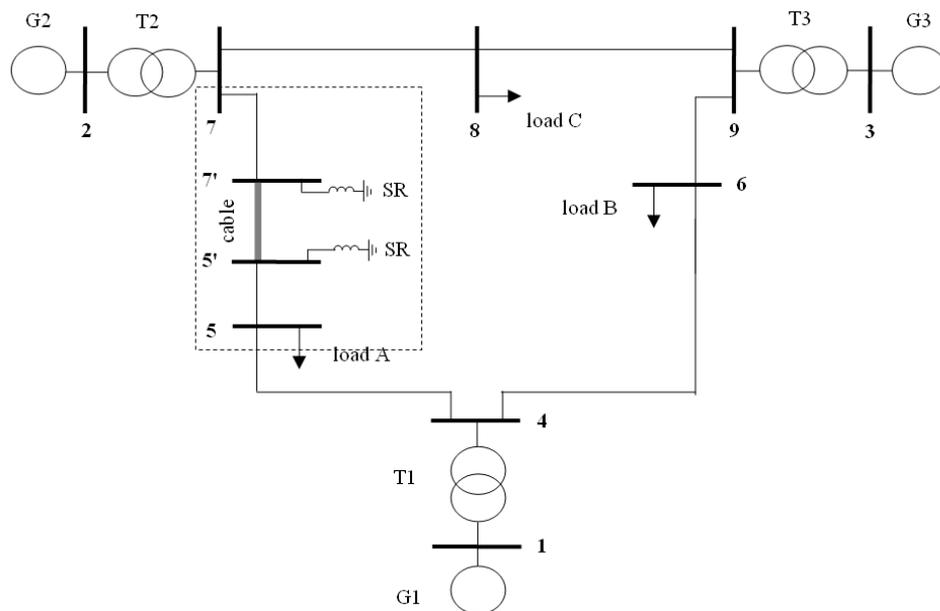


**Fig. 48** Tensione ai morsetti della macchina e ammettenza dei reattori shunt per apertura di una linea nel semplice sistema test, con tempestiva operazione di switching dei reattori.

### III.4 SWITCHING DI REATTORI SHUNT PER UN SISTEMA MULTIMACCHINA

La strategia fin qui illustrata per un semplice sistema viene ora applicata a un sistema multimacchina più complesso. Il sistema in esame è noto in letteratura come Western System Coordinating Council (WSCC) 3-machine 9-bus system [12]: questo sistema test standard viene spesso usato per studiare i flussi di potenza e i transitori di stabilità, in quanto rappresenta una topologia comune adatta per studiare l'influenza di un dato disturbo a livello di sistema.

Il sistema originale è stato comunque modificato per le finalità del lavoro (Fig. 49): la linea di collegamento tra il nodo 5 e il nodo 7 è diviso a metà, e una linea in cavo è inserita tra le due parti. La linea in cavo ha le stesse caratteristiche elettriche del tratto di cavo del precedente sistema singola macchina analizzato: al livello di tensione del sistema di trasmissione WSCC analizzato (230 kV), la richiesta di potenza reattiva da parte del cavo è di circa 190 MVAR: quindi, due reattori shunt di 100 MVAR ciascuno sono installati a compensazione della potenza capacitiva assorbita dal cavo. I carichi sono simulati come impedenze costanti, e le linee di trasmissione sono rappresentate attraverso i loro parametri concentrati. Tutti i dati sono riassunti in Tab. 12. Le Fig. 50 e 51 mostrano invece lo schema del modello in ambiente NEPLAN e il sottosistema utilizzato per la realizzazione del circuito di controllo dei reattori.



**Fig. 49** Schema unifilare del sistema test WSCC 3-machine 9-bus system comprendente una linea mista aereo-cavo-aereo: un cavo di 40 km è inserito sulla linea 7-5, con due reattori shunt di 2x100 MVAR per compensare la richiesta di potenza reattiva

SYNCHRONOUS MACHINES

	Gen1	Gen 2	Gen 3
$A_n$ [MVA]	100	100	100
$V_n$ [kV]	16.5	18	13.8
$X_d$ [pu]	0.146	0.8958	1.3125
$X'_d$ [pu]	0.0608	0.1198	0.1813
$X_q$ [pu]	0.0969	0.8645	1.2578
$X'_q$ [pu]	0.0969	0.1969	0.25
$T'_{d0}$ [s]	8.96	6	5.89
$T'_{q0}$ [s]	0.31	0.535	0.6
H [s]	23.64	6.4	3.01

EXCITERS

	AVR1	AVR 2	AVR 3
$T_R$ [s]	-	0.001	0.001
$K_A$	-	46	46
$T_A$ [s]	-	0.06	0.06
$K_F$	-	0.1	0.1
$T_F$ [s]	-	1	1
$K_E$	-	0.01	0.01
$T_E$ [s]	-	0.46	0.46
$V_{RMIN}$	-	-0.9	-0.9
$V_{RMAX}$	-	1	1
$E_1$ [pu]	-	3.1	3.1
$E_2$ [pu]	-	2.3	2.3
$SE_1$ [pu]	-	0.33	0.33
$SE_2$ [pu]	-	0.1	0.1

TRANSFORMERS

	T1	T2	T3
$A_n$ [MVA]	100	100	100
$V_{n1}$ [kV]	16.5	18	13.8
$V_{n2}$ [kV]	230	230	230
$v_{cc}$ [pu]	0.0576	0.0625	0.0586

TRANSMISSION LINES

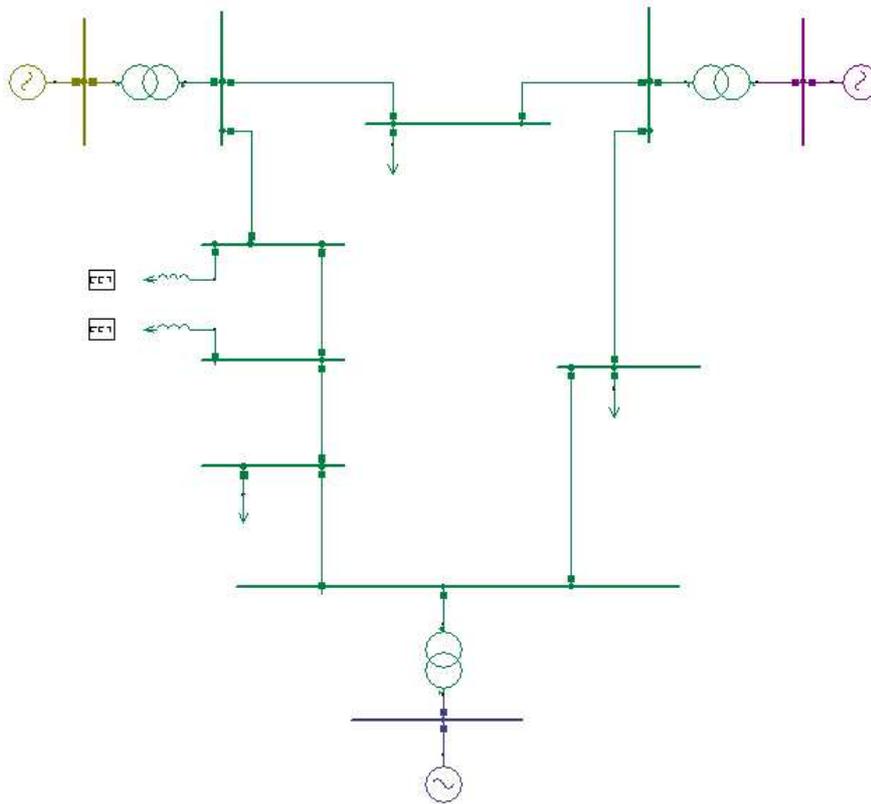
from	to	$r$ [pu]	$x$ [pu]	$b$ [pu]
9	8	0.0119	0.1008	0.209
7	8	0.0085	0.072	0.149
9	6	0.039	0.17	0.358
5	4	0.01	0.085	0.176
6	4	0.017	0.092	0.158
7	7'	$\frac{1}{2}$ 0.032	$\frac{1}{2}$ 0.161	$\frac{1}{2}$ 0.306
5	5'	$\frac{1}{2}$ 0.032	$\frac{1}{2}$ 0.161	$\frac{1}{2}$ 0.306
5'	7'	0.001	0.0137	1.867
shunt reactor		-	-	-2x1

LOAD FLOW INITIAL DATA

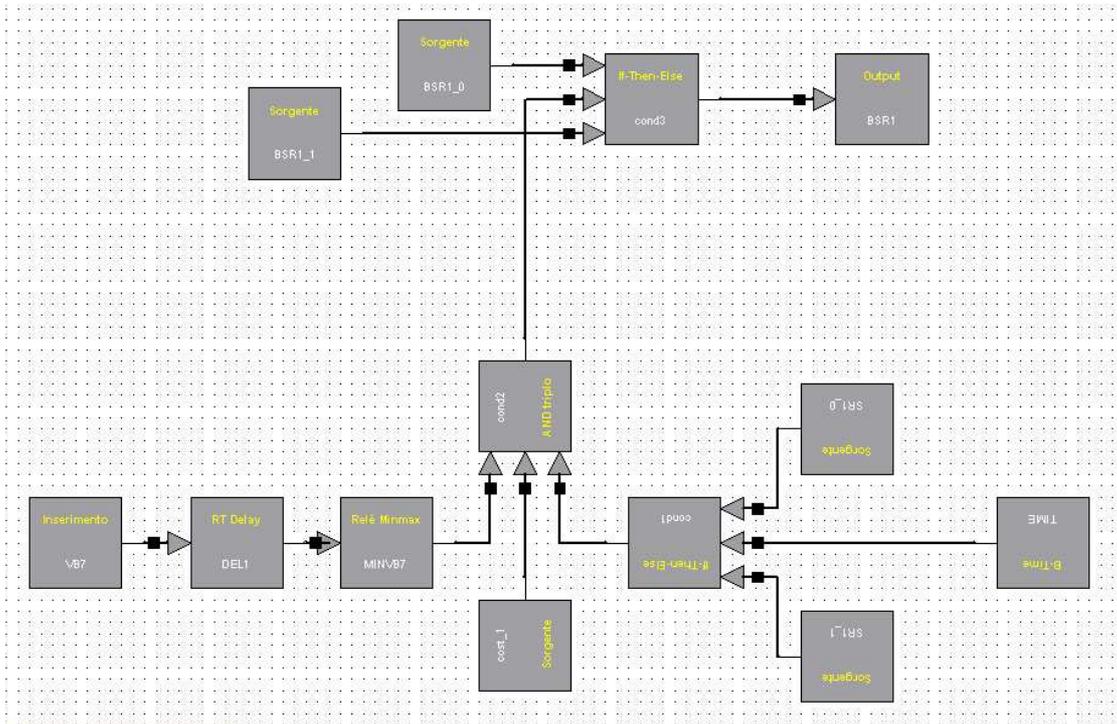
	PV		PQ			Slack bus
	bus 2	bus 3	A	B	C	bus 1

V [pu]	1.025	1.025	-	-	-	1.04
$\delta$ [rad]	-	-	-	-	-	0
$P_G$ [pu]	1.63	0.85	-	-	-	-
$P_L$ [pu]	-	-	1	1.25	0.9	-
$Q_L$ [pu]	-	-	0.35	0.5	0.3	-

**Tab. 12** Dati impiegati nella simulazione del sistema WSCC 3-machine 9-bus in ambiente Neplan



**Fig. 50** Modello in Neplan del sistema test WSCC 3-machine 9-bus



**Fig. 51 Sottosistema del circuito di controllo per lo switching dei reattori**

Nelle simulazioni del sistema descritto sono considerati due casi differenti: nel primo il regolatore di tensione designato come DC1A (noto anche come IEEE tipo 1) è incluso nel modello del sistema per i generatori 2 e 3 (Fig. 49), i quali vengono simulati con un modello transitorio (modello del quarto ordine); nel secondo caso il regolatore di tensione designato come AC1A è incluso nel modello del sistema per i generatori 2 e 3, che vengono simulati questa volta con un modello subtransitorio (modello del sesto ordine). Per quest'ultimo caso, i parametri subtransitori delle macchine sincrone sono stati ricavati dai dati di riferimento forniti in [13] per le unità termiche [12].

Sembra interessante motivare la scelta di adottare due differenti regolatori di tensione. Anche se il tipo DC1A (che rappresenta un eccitatore commutatore in c.c. a campo-controllato con regolatore di tensione continuamente in funzione) è stato sostituito dai tipi AC ed ST [11], questo sistema di eccitazione è considerato per due motivi principali: questo tipo di eccitatore è stato ampiamente implementato in ambito industriale, e molti lavori in letteratura che considerano il sistema WSCC 3-machine 9-bus test system includono questo tipo di regolatore nelle simulazioni dinamiche [14] [15].

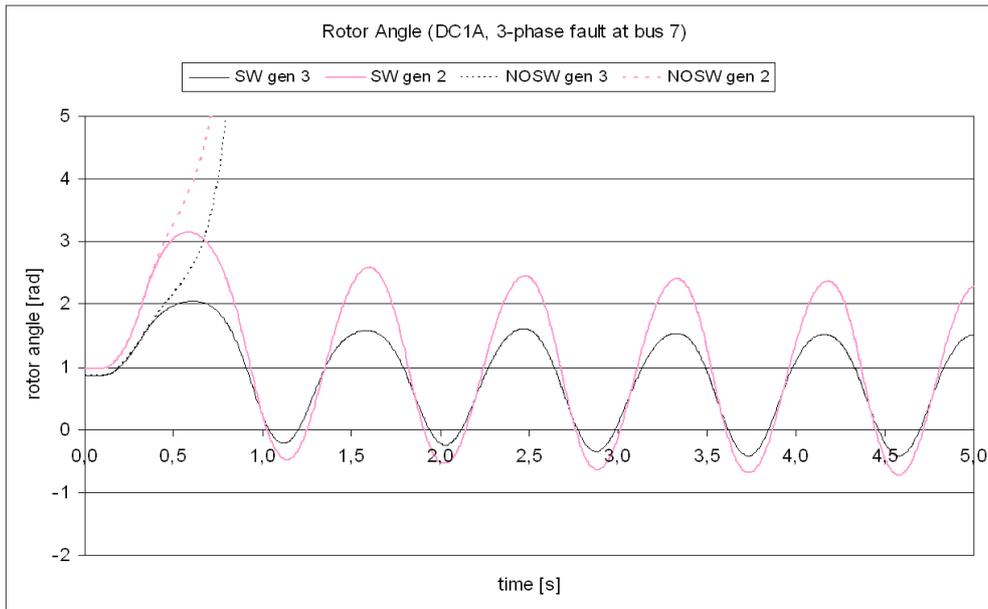
Adesso si vuole applicare la strategia di switching dei reattori a questo sistema così configurato. Come visto in precedenza, una corretta azione di controllo sui reattori shunt può migliorare sostanzialmente la stabilità del sistema: per il più complesso sistema 3-machine 9-bus è ancora possibile pensare di applicare la logica illustrata per il semplice sistema analizzato prima, ma in questo caso ci sono più variabili da considerare, come il segnale di riferimento (che può essere diverso per i reattori shunt), la localizzazione e il tipo di contingenza, e così via. In un primo momento, è possibile pensare a una strategia semplificata paragonabile a quella di Fig. 46: la tensione del nodo più vicino ai reattori (nodo 7) è utilizzata come unico segnale di riferimento e inviato al relè di minimo dei reattori a due soglie. Per ottenere una strategia ben pianificata, per i due reattori shunt vengono fissati differenti valori delle soglie: in questo modo, inizialmente opera un solo reattore, mentre l'operazione del secondo

reattore inizia dopo e solo se necessario, andando a sostegno dell'azione del primo reattore. Tuttavia, dal punto di vista di una strategia più elaborata, possono essere apportate diverse modifiche, come per esempio il set delle soglie può essere fatto con altri valori, la tensione di riferimento può essere diversa per i due reattori, o scelta sulla base della tipologia di emergenza, oppure infine il blocco tratteggiato di Fig. 46 può essere sostituito da una logica più complessa, sviluppata e integrato in un'architettura di controllo gerarchico del sistema di potenza.

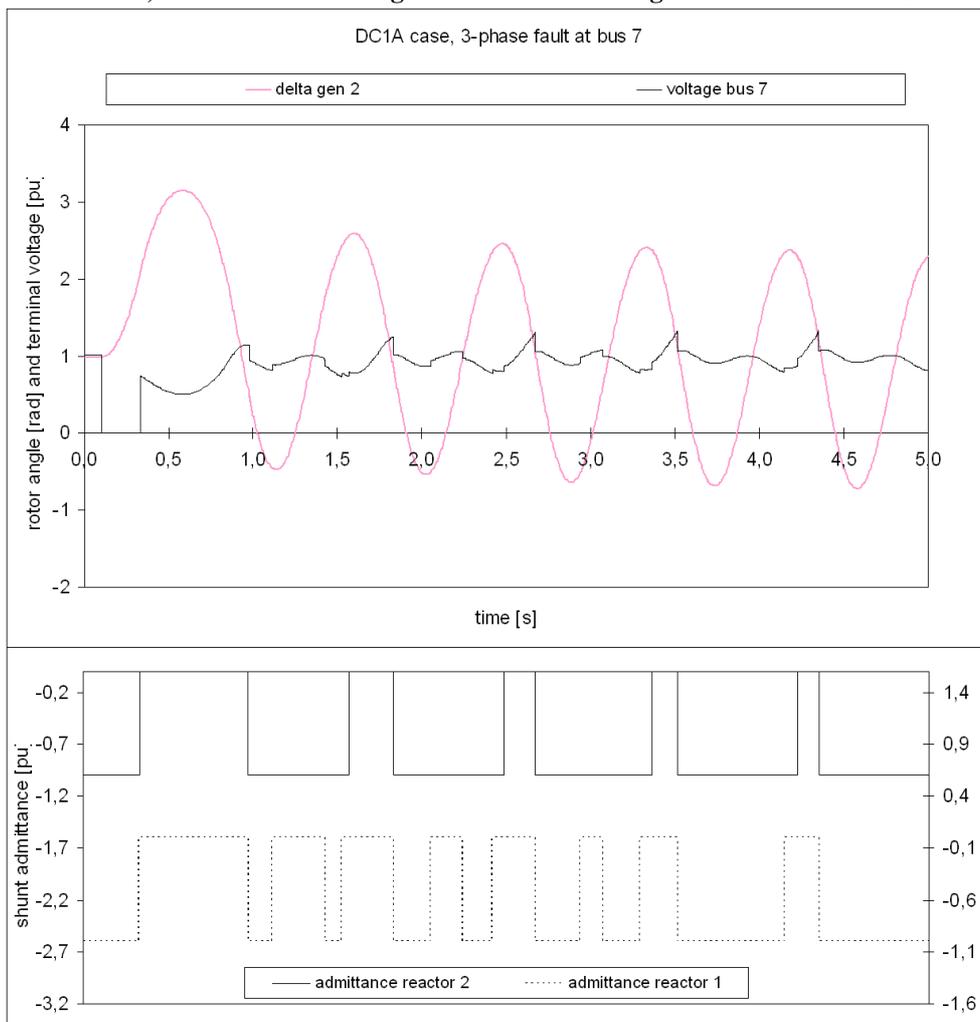
Nel circuito di controllo di ogni reattore, si è tenuto conto fittiziamente del tempo richiesto complessivamente dalle operazioni con l'introduzione di un ritardo di 100 ms (Fig. 51): tale velocità può sembrare una sfida e al momento difficilmente realizzabile, ma con il progresso tecnologico questo potrebbe non rappresentare più un vincolo. Tuttavia, come verrà dimostrato, la tempestività nell'intervento dei reattori svolge un ruolo importante per il successo dell'azione contro la data perturbazione.

Di seguito la versione semplificata della strategia prima illustrata viene applicata al sistema di prova WSCC 3-machine 9-bus. I risultati e la discussione dei due casi considerati sono riportati di seguito. Il disturbo in entrambi i casi è un guasto trifase al nodo 7, applicato all'istante  $t = 0.1$  s e autoestinto all'istante  $t = 0.33$  s. Altre contingenze possono essere considerata, e questo potrebbe rappresentare un interessante proseguimento del lavoro, ma si prevede comunque che la strategia proposta continuerà ad avere un effetto positivo sulla stabilità del sistema.

Nel caso di generatori dotati di regolatori di tensione di tipo DC1A, l'azione positiva dello switching dei reattori contribuisce in modo decisivo al ripristino del sistema a seguito del guasto trifase guasto (Fig. 52): se non si opera alcuna azione di switching sui reattori, il sistema di potenza mostra una instabilità aperiodica di prima oscillazione; se invece i reattori shunt vengono disconnessi e riconnessi, secondo la strategia semplificata già discussa, il sistema mantiene la stabilità e ripristina la condizione di equilibrio. Nella Fig. 53 sono tracciate anche le ammettenze dei reattori shunt collegati al sistema: è interessante evidenziare dagli andamenti mostrati il semplice controllo di tipo bang-bang operato sui reattori; inoltre si può notare che il primo reattore opera otto volte, mentre il secondo è spento e acceso cinque volte. Tuttavia, alla fine del periodo osservato, entrambi i reattori risultano ricollegati al sistema, che quindi può tornare al suo punto di equilibrio. In questo caso, il circuito di controllo del primo reattore ha un relè di minimo con un valore minimo di soglia di 0.9 pu e un valore massimo di soglia di 1.01 pu: la scelta di una soglia massima prossima a 1 pu evita l'escalation di tensione dovuta alla reinserzione del reattore (switching in). Il circuito di controllo del secondo reattore ha invece un relè di minimo con una soglia minima di 0.8 pu e una soglia massima di 1.1 pu: pertanto esso opera come anticipato in precedenza a sostegno del primo reattore.

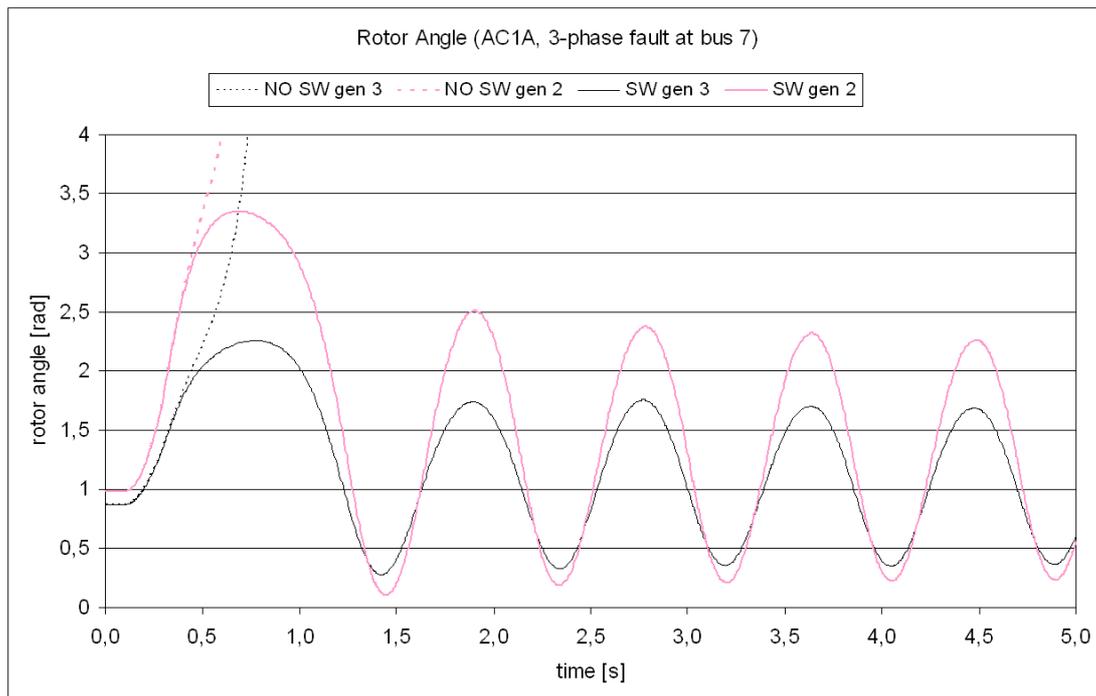


**Fig. 52** Angolo di rotore dei generatori 2 e 3 (relativamente al generatore 1) per un guasto trifase al nodo 7, con e senza switching dei reattori shunt: regolatore di tensione DC1A

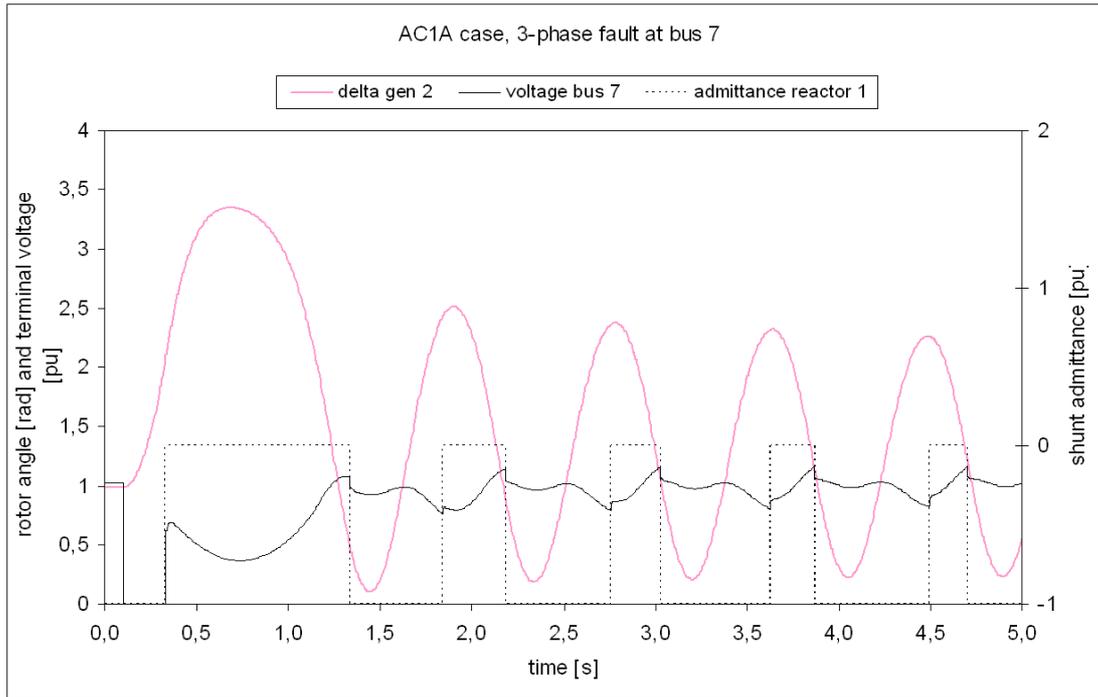


**Fig. 53** Angolo di rotore del generatore 2 (rispetto al generatore 1), tensione del nodo 7, ammettenze dei due reattori shunt collegati al sistema di potenza, per un guasto trifase al nodo 7, con switching dei reattori shunt: regolatore di tensione DC1A

Anche nel caso di generatori dotati di regolatore di tensione di tipo AC1A, l'azione di controllo sui reattori shunt dimostra di essere un'efficace contromisura contro la separazione angolare. Per la contingenza in esame, mantenere i reattori shunt collegati conduce al collasso del sistema (Fig. 54): i generatori perdono il sincronismo ed entrano nella condizione di fuori-passo, con il conseguente intervento delle protezioni e il verificarsi di una condizione critica per il sistema. Al contrario, lo switching dei reattori rappresenta un intervento immediato che può evitare l'instabilità del sistema. In questo caso, il primo reattore opera cinque volte (Fig. 55), mentre il secondo reattore è disconnesso nello stesso istante del primo e poi mantenuto disconnesso. I relè di minimo dei due reattori hanno le stesse soglie del caso precedente: l'unica differenza è la soglia massima del secondo reattore, impostata a 1.2 pu.



**Fig. 54** Angolo di rotore dei generatori 2 e 3 (relativamente al generatore 1) per un guasto trifase al nodo 7, con e senza switching dei reattori shunt: regolatore di tensione AC1A



**Fig. 55** Angolo di rotore del generatore 2 (rispetto al generatore 1), tensione del nodo 7, ammettenze dei due reattori shunt collegati al sistema di potenza, per un guasto trifase al nodo 7, con switching dei reattori shunt: regolatore di tensione AC1A

### III.5 CONCLUSIONI

Lo studio discusso nel Capitolo è volto a ridefinire l'azione di controllo su reattori shunt situati a compensazione di linee miste aereo-cavo: sotto gravi contingenze, il sistema di potenza può sperimentare la separazione angolare e perdere la stabilità. È stato facilmente dimostrato che la commutazione (switching) dei reattori modifica il comportamento transitorio del sistema e può avere un effetto positivo sulla stabilità del sistema.

I risultati ottenuti dall'analisi di un semplice sistema hanno mostrato come l'operazione sui reattori shunt risulti critica per il successo del controllo di emergenza. Come visto, è importante scegliere una strategia di controllo adeguata: in particolare, per mantenere la stabilità del sistema non è sufficiente disconnettere i reattori shunt, ma essi devono essere disconnessi e riconnessi in istanti appropriati; tali istanti sono stati indicativamente individuati come gli istanti in cui il sistema oscillante passa attraverso il suo punto di equilibrio finale.

La strategia proposta è stata poi applicata a un sistema test standard più complesso, che rappresenta una comune topologia adatta per studiare l'influenza dei disturbi a livello di sistema. Il sistema, opportunamente modificato per introdurre una linea mista con i relativi reattori shunt, è stato simulato con modelli subtransitori per i generatori e considerando nelle simulazioni due differenti regolatori di tensione: in entrambi i casi, l'attuazione della strategia di switching dei reattori shunt ha portato a un miglioramento della stabilità del sistema, evitando la separazione angolare e sostenendo la ripresa del sistema.

La strategia illustrata su reattori non solo ha il vantaggio di essere un approccio a basso costo, ma può anche risultare utile per contingenze non critiche, in quanto aumenta lo smorzamento delle oscillazioni che si instaurano in seguito al disturbo. Inoltre, dal

punto di vista dell'architettura di controllo gerarchico nei sistemi di potenza, il controllo della commutazione dei reattori può essere integrato nell'ambito di un più ampio sistema di protezione che operi a livello di sistema, con un utile contributo alla stabilità del sistema di potenza.

### III.6 BIBLIOGRAFIA

- [1] NEPLAN User's Guide Electrical, version 5.4.2, Busarello + Cott + Partner Inc. and ABB Utilities GmbH.
- [2] L. Prikler, G. Bán and G. Bánfai, "EMTP models for simulation of shunt reactor switching transients", *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 19, n. 4, May 1997, pp. 235-240.
- [3] IEEE Std C37.015-2009 (Revision of IEEE Std C37.015-1993), *IEEE Application Guide for Shunt Reactor Switching*, IEEE Standards, February 2010.
- [4] ABB Controlled Switching Ed. 3, ABB Buyer's and Application Guide, 2009.
- [5] P. C. Stroica, D. Stefan, "Improvement of Shunt Reactor Operation by Synchronized Switching in the Romanian Power System", *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition*, April 2008, pp. 1-7.
- [6] I. Uglešić, M. Krepela, B. Filipović-Grčić, F. Jakl, "Transients Due to Switching of 400 kV Shunt Reactor", *International Conference on Power Systems Transients IPST'01*, Rio de Janeiro, Brazil, June 2001.
- [7] R. Marconato, *Dynamic Behaviour, Stability and Emergency Controls, Electric Power System*, Volume 3, Second Edition, Italy: CEI (Italian Electrotechnical Committee), 2008.
- [8] W. R. Lachs, "A New Transient Stability Control", *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 2, n. 4, November 1987, pp. 980-986.
- [9] L. S. Vargas, C. A. Cañizares, "Time Dependence of Controls to avoid Voltage Collapse", *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 15, November 2000, pp. 1367-1375.
- [10] A. H. M. A. Rahim, A. I. J. Al-Sammak, "Optimal switching of dynamic braking resistor, reactor or capacitor for transient stability of power systems", *IEE Proceed C of Generation, Transmission and Distribution*, vol. 138, n. 1, January 1991, pp. 89-93.
- [11] IEEE Std 421.5-2005 (Revision of IEEE Std 421.5-1992), *IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies*, IEEE Standards, April 2006.
- [12] P. M. Anderson, A. A. Fouad, *Power System Stability and Control*, USA: Wiley-IEEE Press, 2002.
- [13] P. Kundur, *Power System Stability and Control*, USA: McGraw-Hill, 1994.

- [14] M. Biglari, "Dynamic of Voltage Stability in a Multi Machine System", IEEE/PES Power System Conference and Exposition, vol. 1, October 2004, pp. 354-359.
- [15] S. Panda, N. P. Padhy, R. N. Patel, "Genetically Optimized TCSC Controller for Transient Stability Improvement", International Journal of Computer, Information, and Systems Science, and Engineering, vol. 1, 2007, pp. 19-25.

## PARTE SECONDA

### STUDIO DELLA SOVRATENSIONI SU SISTEMI DI POTENZA COMPREDENTI LINEE MISTE

---

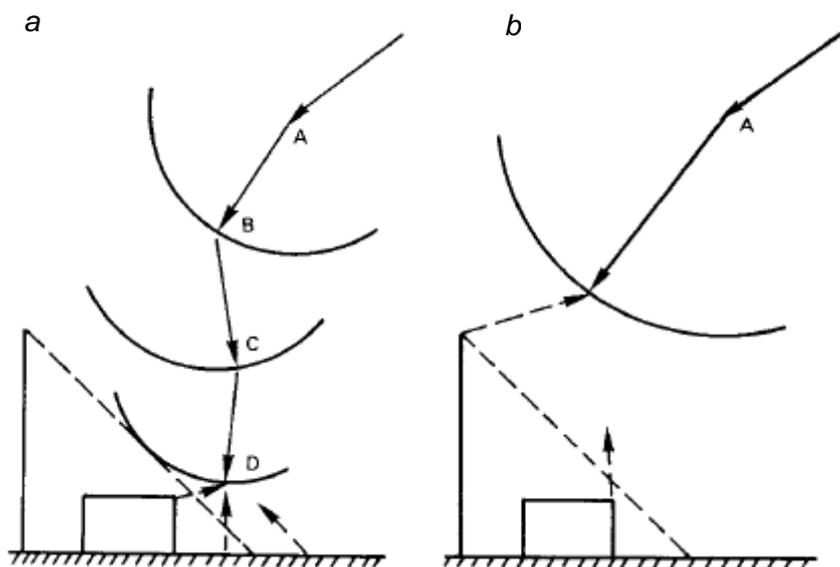
Un transitorio elettrico è la manifestazione esteriore di un cambiamento improvviso nelle condizioni del circuito, come quando un interruttore si apre o si chiude o si verifica un guasto sul sistema. Il periodo transitorio è di solito molto breve. La frazione del tempo di funzionamento che un sistema trascorre nella condizione transitoria è insignificante rispetto al tempo trascorso in stato stazionario. Eppure questi periodi transitori sono estremamente importanti, perché è in questi istanti che i componenti del sistema sono sottoposti alle maggiori sollecitazioni in termini di correnti o tensioni eccessive. E nei casi estremi tali sollecitazioni possono risultare in gravi danni per il sistema: per esempio, la messa fuori servizio di una macchina, la perdita di una lunga linea di trasmissione, la disconnessione di un intero impianto di generazione, il blackout di una città, a seconda della porzione di sistema interessata dalla perturbazione. Per questo motivo una chiara valutazione degli eventi che si verificano durante assegnate condizioni transitorie è essenziale per una piena comprensione del comportamento dei sistemi elettrici di potenza [1].

Nonostante i transitori di un sistema di potenza si presentino come fenomeni difficili da immaginare e da gestire, essi possono essere studiati e compresi attraverso analisi attente e dettagliate: essi non solo possono essere calcolati, ma anche talvolta impediti o quanto meno controllati, in modo da risultare innocui per il sistema di potenza nel quale avvengono.

Una condizione transitoria del sistema in genere comporta severe sollecitazioni per i componenti del sistema: tali sollecitazioni possono essere riguardate in termini di pericolose sopraelevazioni della tensione. In relazione al tipo di evento che ha dato origine al transitorio, si possono distinguere sovratensioni di origine interna e sovratensioni di origine esterna.

Le sovratensioni di origine esterna sono quella sopraelevazioni della tensione che si verificano sul sistema in corrispondenza a eventi di tipo atmosferico che hanno luogo nell'ambiente in cui si trova a funzionare il sistema di potenza: in genere esse sono dovute a fulminazioni dirette sulla linea (sulle funi di guardia, sulla cima dei tralicci, direttamente sui conduttori di fase della linea) ovvero a fulminazioni indirette (fenomeni di induzione elettrostatica o elettromagnetica, come a esempio l'accoppiamento elettromagnetico tra il canale di un fulmine non direttamente interessante il sistema e una linea di trasmissione aerea). In genere, i concetti da conoscere in merito ai fenomeni legati prettamente al fulmine riguardano la formazione di un fulmine, la distanza di attrazione e il cono di protezione. La generazione di un

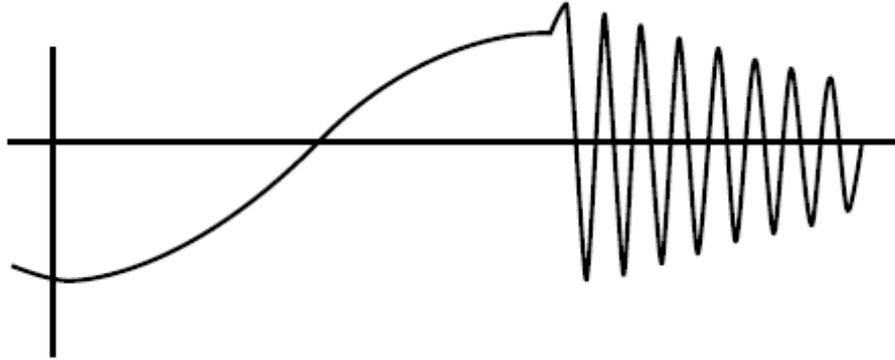
fulmine segue un processo fisico di seguito sintetizzato [2]: una massa d'aria calda incontra una nuvola in via di sviluppo, la quale assume una carica negativa; la nuvola poi passando sopra una data zona vi induce una carica elettrica di segno opposto; in corrispondenza della nuvola allora si può formare una colonna di aria ionizzata, che continua a ionizzarsi e riempirsi di particelle cariche secondo un processo di scarica graduale chiamato step-leader; com'è noto tale scarica cerca il percorso a minore resistenza, producendo le classiche ramificazioni del fulmine; il processo si completa con lo stabilirsi di un flusso di cariche che porta una corrente con picchi che vanno da 1 a 100 kA e tempi di salita dell'ordine di un microsecondo: tale flusso è quello che costituisce il colpo di fulmine. Il concetto di distanza di attrazione è invece facilmente intuibile considerando che la presenza di oggetti nella zona interessata dal fenomeno atmosferico (alberi, edifici o sostegni di linee aeree) produce una distorsione della distribuzione locale della probabilità di fulminazione: si può dire che il vero punto di terminazione del fulmine può essere in un certo senso controllato, mentre la probabilità di una data area di ricevere un colpo di fulmine no. La distanza che esiste tra il fronte dello step-leader e l'oggetto che sta per essere colpito si chiama distanza d'attrazione: la lunghezza di questa distanza è influenzata dal campo stabilito dal leader, che a sua volta è determinato dalla quantità di carica esistente nel canale ionizzato proveniente dalla nube. Se il canale conduce una grande quantità di cariche (la quale produrrà una scarica ad alta corrente), il campo è più intenso e la scarica può avvenire anche con oggetti più lontani (maggiore distanza di attrazione), mentre una minore distanza di attrazione è necessaria per produrre la scarica in presenza di campi deboli legati a una minore quantità di cariche nel canale. Per esempio, a un fulmine con una corrente media di 25 kA corrisponde una distanza di attrazione di 40 m: in questo caso, gli oggetti presenti nella zona più bassi di 40 m non incidono sul punto di terminazione del colpo di fulmine. Infine, il concetto di cono di protezione è direttamente legato a quello di distanza di attrazione: esso afferma che un oggetto che sia compreso entro un cono di precise dimensioni non verrà interessato dal colpo di fulmine (anche se nelle situazioni pratiche vengono considerati coni multipli o regole più complesse). Una classica regola del "cono di protezione" per l'edificio illustrato in Fig. 56 assicurerebbe che il corpo metallico alla sinistra dell'edificio fornisce una protezione affidabile per l'edificio nei confronti di uno step-leader in avvicinamento.



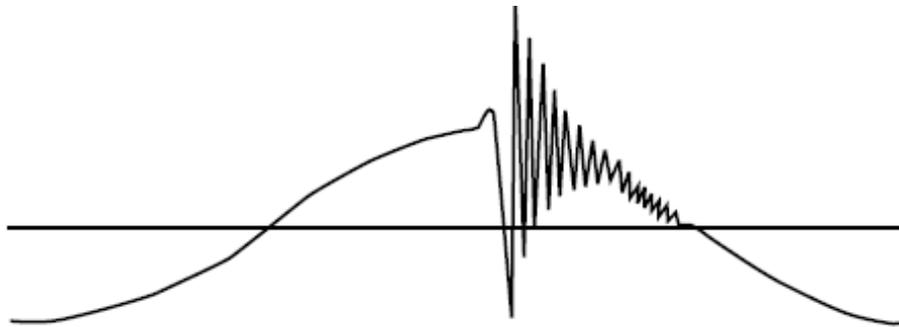
**Fig. 56** Concetto base del cono di protezione: a) terminazione del colpo di fulmine con una piccola distanza di attrazione; b) terminazione del colpo di fulmine con una grande distanza di attrazione

Tuttavia, un fulmine che presenti una piccola distanza di attrazione (fulmine di piccola intensità) può seguire un percorso tale da ignorare il corpo metallico e interessare l'edificio posto all'interno del cono di protezione (Fig. 56a); viceversa, un fulmine che passi per lo stesso punto iniziale ma che presenti una grande distanza di attrazione (fulmine di elevata intensità) non interessa l'edificio ma termina il proprio percorso sul corpo metallico posto a protezione dell'edificio (Fig. 56b). L'esempio descritto rappresenta la classica situazione del cono di protezione: lo step-leader trova all'interno della propria distanza d'attrazione un destinato punto di terminazione e quindi colpirà proprio quel punto.

L'altra tipologia di sovratensioni considerate nel capitolo sono le sovratensioni di origine interna: esse sono quelle sopraelevazioni della tensione che si verificano sul sistema a seguito di eventi legati all'esercizio del sistema stesso: in genere sono legate a un improvviso cambiamento delle condizioni del sistema, il che nella maggior parte dei casi si verifica quando ha luogo un'operazione di commutazione. Le condizioni che si possono verificare sono dunque numerose e tra loro differenti, in quanto corrispondono a diversi eventi che si verificano all'interno del sistema e in quanto risultano in differenti sollecitazioni sui componenti del sistema. Per esempio, la chiusura di uno switch o di un interruttore per l'alimentazione di un carico, l'apertura di una linea e il conseguente distacco di carico (nel caso a esempio dell'eliminazione di un guasto), lo stabilirsi di un cortocircuito monofase con successiva richiusura su singolo polo, l'energizzazione a vuoto di una linea, l'apertura di piccole correnti induttive (per esempio nell'operazione di switch di un reattore shunt), e così via. Si può affermare che le sovratensioni di origine interna sono tanto più problematiche quanto più elevato è il livello di tensione, in quanto la loro severità è direttamente correlata con la tensione nominale del sistema. In genere, si può affermare che i semplici transitori di commutazione comprendono [2] i transitori per chiusura di un circuito, i transitori legati all'eliminazione di un cortocircuito e i transitori prodotti quando due circuiti ai due lati di uno switch che sia stato aperto oscillino a frequenze differenti. Questi transitori sono intrinsecamente limitati a due volte l'ampiezza di picco della tensione sinusoidale di regime (steady-state), vale a dire  $2 \text{ pu}$ . In pratica, però, diversi meccanismi possono produrre sovratensioni transitorie superiori al limite di  $2 \text{ pu}$  dei fenomeni indicati come normali: due di questi meccanismi sono spesso frequenti, e riguardano l'interruzione della corrente e la possibilità di reinneschi (particolarmente gravoso quando sono coinvolti operazioni di switching di condensatori o reattori). Il primo è legato alla prematura e forzata interruzione della corrente prima del suo passaggio per lo zero, mentre il secondo è legato alla possibile riaccensione dell'arco nell'interruttore a seguito di elevate sollecitazioni di tensione attraverso i suoi poli. La possibile riaccensione con conseguenti transitori di tensione molto ripidi può invece essere critica, danneggiando l'isolamento della linea o apparecchiature vicine. Gli scaricatori di tensione eventualmente installati possono limitare le sovratensioni verso terra a livelli accettabili, ma non possono ridurre la ripida pendenza delle sovratensioni associate alla riaccensione dell'arco. Le Fig. 57 e 58 mostrano le due tipologie di sovratensioni (per interruzione della corrente e per reinnesco dell'arco) che si possono stabilire in corrispondenza dell'apertura di un reattore shunt.



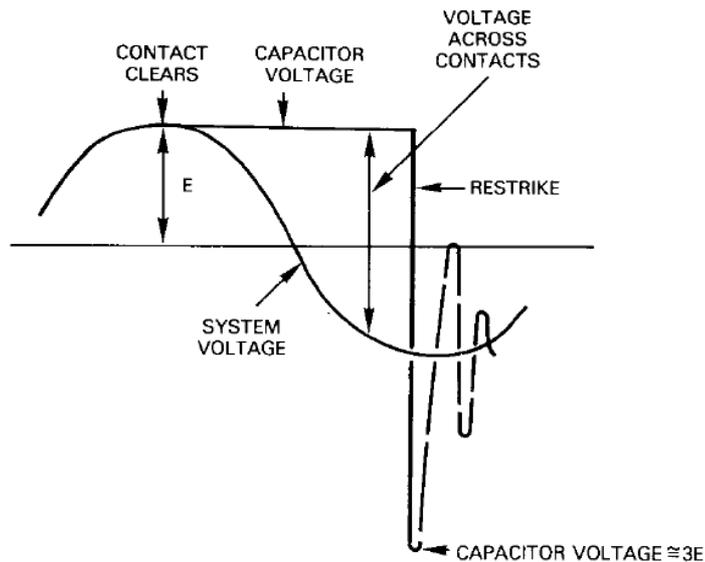
**Fig. 57 Tensione sul reattore shunt in corrispondenza alla de-energizzazione senza riaccensione dell'arco, con una moderata sovratensione per interruzione (chopping) della corrente e moderate oscillazioni di frequenza**



**Fig. 58 Tensione sul reattore shunt in caso di riaccensione dell'arco (reignition), con susseguente transitorio ad alta frequenza**

Un altro esempio di sovratensione interna che può risultare in eccessive sollecitazioni sul sistema è lo switching di banchi di condensatori: esso può essere fastidioso se avviene il reinnescimento dell'arco nell'interruttore dopo l'interruzione della corrente. Dopo l'apertura dei contatti la tensione del condensatore rimane pressoché costante, mentre la tensione del sistema segue il normale andamento sinusoidale (Fig. 59): a  $180^\circ$  dopo l'apertura, l'interruttore si trova a sostenere ai propri capi una tensione che è pari al doppio della tensione nominale, uno stress che potrebbe non essere in grado di sostenere con i propri contatti non ancora del tutto separati. In questa circostanza può avvenire il reinnescimento dell'arco, con una conseguente sovratensione che può arrivare fino a circa 3 volte la tensione nominale del sistema.

Mentre hanno luogo oscillazioni ad alta frequenza, l'interruttore può aprire a un passaggio per lo zero della corrente ad alta frequenza, solo per sperimentare più tardi un nuovo reinnescimento con una differenza ancora maggiore di tensione e un superamento ancora maggiore della tensione nominale (oltre i 3 pu), imprimendo così severe sovratensioni sul sistema. Uno scenario simile può avvenire quando si verifica un guasto monofase a terra ad arco intermittente su un sistema elettrico a neutro isolato.



**Fig. 59** Meccanismo di reinnesco dell'arco in corrispondenza dello switching di un condensatore

Queste sovratensioni di origine interna, per quanto elevate possano essere in intensità, sono in un certo senso prevedibili e possono essere stimate con ragionevole accuratezza dai parametri del sistema, una volta che il meccanismo in questione sia stato identificato. Esiste ancora un certo grado di incertezza sul dove e sul quando si verifichino tali sovratensioni perché le peggiori situazioni derivano spesso da qualche comportamento anomalo di un dato elemento del sistema.

In questa seconda parte della Tesi verranno prese in considerazione le sovratensioni che possono interessare una linea mista aereo-cavo: le sovratensioni di origine esterna studiate sono legate alla fulminazione diretta della linea, distinguendo la fulminazione sulla fune di guardia o sulla cima del traliccio dalla fulminazione diretta del conduttore di fase; le sovratensioni di origine interna studiate sono invece legate all'operazione di apertura di una lunga linea mista a vuoto, considerando un nodo di energizzazione caratterizzato alternativamente da una grande (rete forte) e da una piccola (rete debole) potenza di cortocircuito.

# CAPITOLO IV

## STUDIO DEGLI EFFETTI DI FULMINAZIONE DIRETTA SU LINEE MISTE

---

### IV.1 PREMESSA

Lo studio delle sovratensioni di origine esterna risulta di grande interesse per la previsione del comportamento di un sistema di potenza quando interessato da un fenomeno atmosferico. In questo paragrafo viene affrontato lo studio di una fulminazione diretta su una linea mista aereo-cavo: le sovratensioni causate da un colpo di fulmine sul tratto aereo esposto potrebbero pericolosamente interessare il tratto di linea in cavo. Lo studio qui presentato analizza il comportamento in transitorio di una linea mista soggetta a fulminazione, tenendo conto di due differenti fenomeni che possono seguire il fenomeno atmosferico, la fulminazione diretta sul conduttore di fase (chiamata *shielding failure*, in quanto legata a una mancata schermatura da parte delle funi di guardia) e la fulminazione sulla cima di un sostegno della linea aerea in prossimità della sending end della linea in cavo.

### IV.2 DESCRIZIONE E MODELLAZIONE DEL SISTEMA

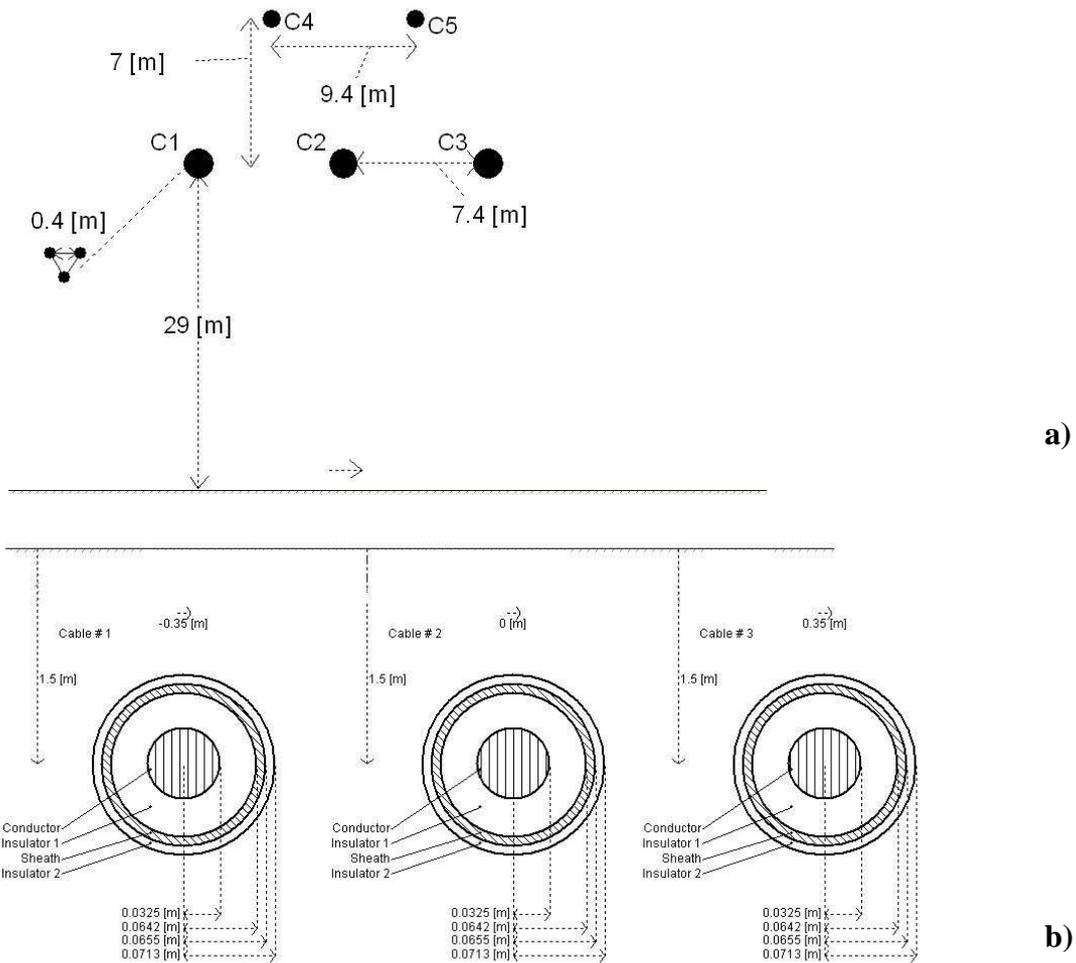
Il modello del sistema, costruito seguendo le indicazioni presenti in letteratura e fornite da appositi e specializzati gruppi di lavoro, viene prima validato attraverso un confronto diretto con un caso noto trovato in letteratura [3]. Il modello così validato viene poi utilizzato per l'analisi del sistema stesso in cui però siano stati apportati dei graduali cambiamenti nella sua configurazione. Questa scelta ha lo scopo di procedere in modo gradualmente nello studio, rimandando a un ulteriore lavoro l'analisi di sistemi diversi che presentino modifiche sostanziali nella configurazione indagata.

L'analisi è effettuata in ambiente di simulazione PSCAD/EMTDC; la modellazione del sistema è realizzata seguendo le indicazioni reperibili in letteratura per gli studi di transitori rapidi (*fast front transient*) [4] [5], come verrà illustrato più avanti. I risultati delle simulazioni, in termini di valori della tensione nei punti più rilevanti del sistema come gli schermi dei cavi o la base del sostegno colpito, sono utilizzati come mezzo di confronto per la validazione del modello.

Il sistema sotto esame è mostrato in Fig. 60 [3]. Il sistema di trasmissione a 380 kV-50 Hz è composto da un tratto di linea aerea (OHL, overhead line) della lunghezza complessiva di 10 km, seguito da un tratto di linea in cavo (CL, cable line) di diverse lunghezze (2.5, 5, 7.5 e 10 km). Il tratto di linea aerea (Fig. 60a) ha sostegni a traliccio e catene di isolatori disposti a V. Esse sono costituite da 21 isolatori standard 133.35 mm (5 ¼"), per una lunghezza complessiva di 2.8 m. I conduttori di fase sono disposti

orizzontalmente: ogni fase consiste in una tripletta di subconduttori (conduttori trinati, o triplet bundle) in ACSR (Aluminum Conductor Steel Reinforced), disposti in configurazione triangolare simmetrica, con  $\varnothing = 31.5$  mm ( $585$  mm<sup>2</sup>) e spaziatura di  $a=40$  cm. Il sostegno ha un'altezza complessiva di  $36$  m: la distanza tra fase e fase è di  $7.4$  m, con una freccia massima del conduttore di fase di  $15$  m e un franco minimo da terra di  $14$  m; la distanza tra due le due funi di guardia è di  $9.4$  m. Sono infatti considerate due funi di guardia in acciaio zincato di  $\varnothing = 11.5$  mm, sebbene questo tipo di funi sia recentemente poco utilizzato contro le sempre più adottate le funi di guardia in fibra ottica (OPGWs, Optical Ground Wires).

Il tratto di linea in cavo (Fig. 60b) è invece costituito da tre cavi XLPE unipolari (single-core), in rame con sezione di  $2500$  mm<sup>2</sup>, interrati a una profondità di  $1.5$  m, in configurazione orizzontale piatto con spaziatura tra le fasi di  $35$  cm. I conduttori hanno una resistività di  $\rho_c=1.724 \cdot 10^{-8}$   $\Omega$ m. La prima sezione di isolamento ha una permittività relativa di  $\epsilon_{r1}=2.4$ , con raggio interno  $r_{in}=32.5$  mm e raggio esterno  $r_{out}=64.2$  mm. Gli schermi (o anche mantelli) hanno una resistività di  $\rho_s=2.84 \cdot 10^{-8}$   $\Omega$ m. La seconda sezione di isolamento ha una permittività relativa di  $\epsilon_{r2}=2.0$ , con raggio interno  $r_{in}=65.5$  mm e raggio esterno  $r_{out}=71.3$  mm. L'arrangiamento del cavo prevede la trasposizione delle fasi e il cross-bonding degli schermi: le sezioni minori di cross-bonding hanno una lunghezza di  $830$  m, per una sezione maggiore di cross-bonding di  $2.5$  km. Per linee in cavo di lunghezze elevate (oltre  $10$  km), la compensazione reattiva è fornita da reattori shunt (SRs) a nucleo singolo, di potenza nominale pari a  $100$  MVAR e tensione  $400$  kV: il grado di compensazione viene assunto pari al  $100\%$  della richiesta totale di potenza reattiva (calcolato approssimativamente come  $12$  volte la lunghezza in km del cavo, come indicato per cavi in XLPE a  $400$  kV). La saturazione del nucleo è presa in considerazione, con una caratteristica di saturazione divisa in due tratti aventi diversi valori di pendenza, come spiegato meglio più avanti. I reattori shunt sono singolarmente protetti da scaricatori ad ossido di metallo (SAs, surge arresters): sono impiegati Station Class Surge Arresters con tensione nominale di  $360$  kV ed energia nominale di scarica di  $8.9$  kJ/kV. La resistività  $\rho_t$  del terreno si suppone pari a  $500$   $\Omega$ m.

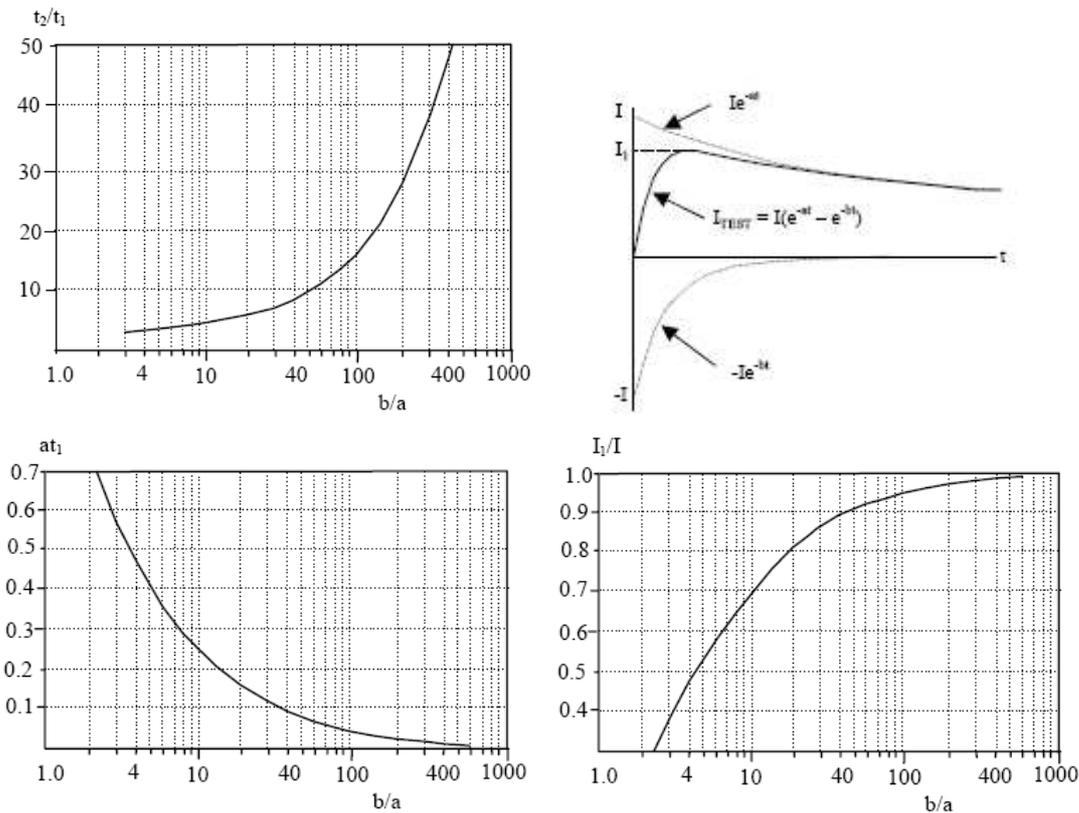


**Fig. 60** Schema del sistema simulato in esame: a) disegno del sostegno della linea aerea (senza la rappresentazione della freccia e del franco minimo da terra); b) arrangiamento della linea in cavo e cross-section

Di seguito vengono riportate e descritte le principali problematiche di simulazione dei componenti del sistema e i singoli modelli utilizzati in ambiente PSCAD.

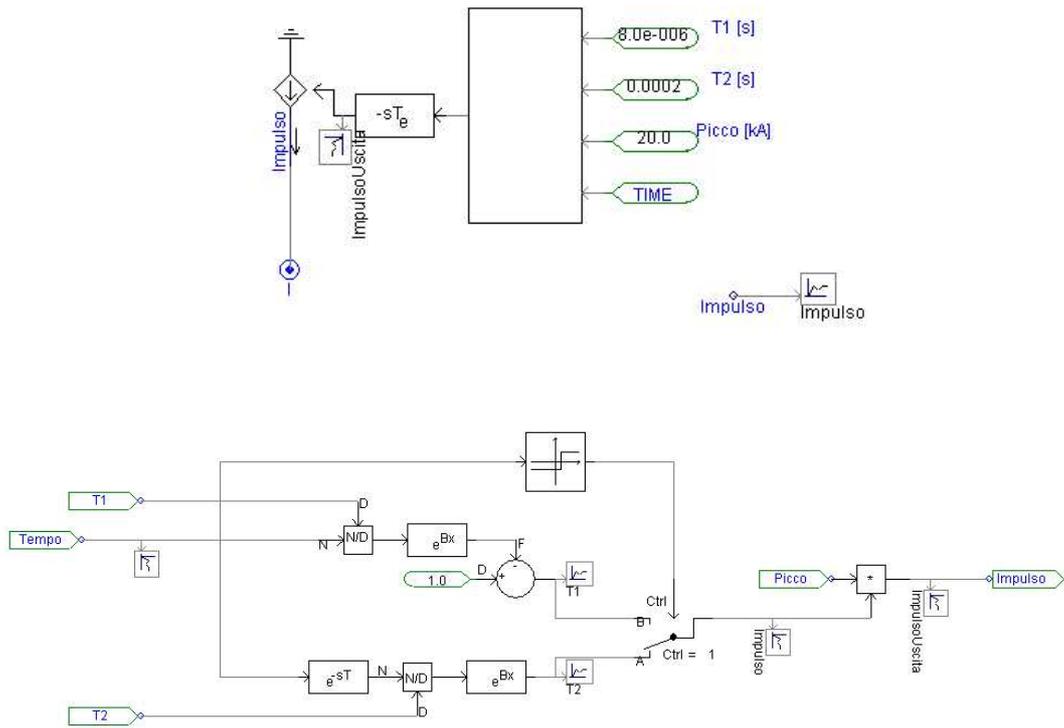
In letteratura vi sono diversi modelli per la simulazione dell'impulso atmosferico: il più comune è quello basato sulla costruzione dell'impulso per mezzo della somma di due esponenziali, le cui caratteristiche sono ricavabili da opportuni diagrammi in funzione delle caratteristiche dell'impulso  $I_{TEST}$  che si vuole ottenere.

$$I_{TEST} = I[e^{-at} - e^{-bt}] \quad (12)$$



**Fig. 61** Diagrammi per la determinazione grafica dei parametri (a e b) dei due esponenziali

Un altro possibile metodo per la realizzazione della stessa tipologia di impulso è quello di creare distintamente il fronte e la coda dell'impulso, e poi riunire opportunamente i due andamenti in un unico segnale da utilizzare come impulso di corrente: ciò è stato realizzato in ambiente PSCAD attraverso i blocchi mostrati in Fig. 62. Il sottosistema permette di impostare il tempo di salita ( $T_1$ ), il tempo all'emivalore ( $T_2$ ) e il valore di picco; il blocco delay  $e^{-sT}$  realizza di fatto un ritardo di valore assegnato, in modo da impostare a piacere l'istante di iniezione dell'impulso (in un sistema sprovvisto di alimentazione questo comando risulta superfluo; esso si rivela invece molto utile nel caso di sistema in presenza di alimentazione, al fine di sincronizzare l'impulso con un dato valore della tensione sinusoidale di alimentazione, per esempio il valore massimo).

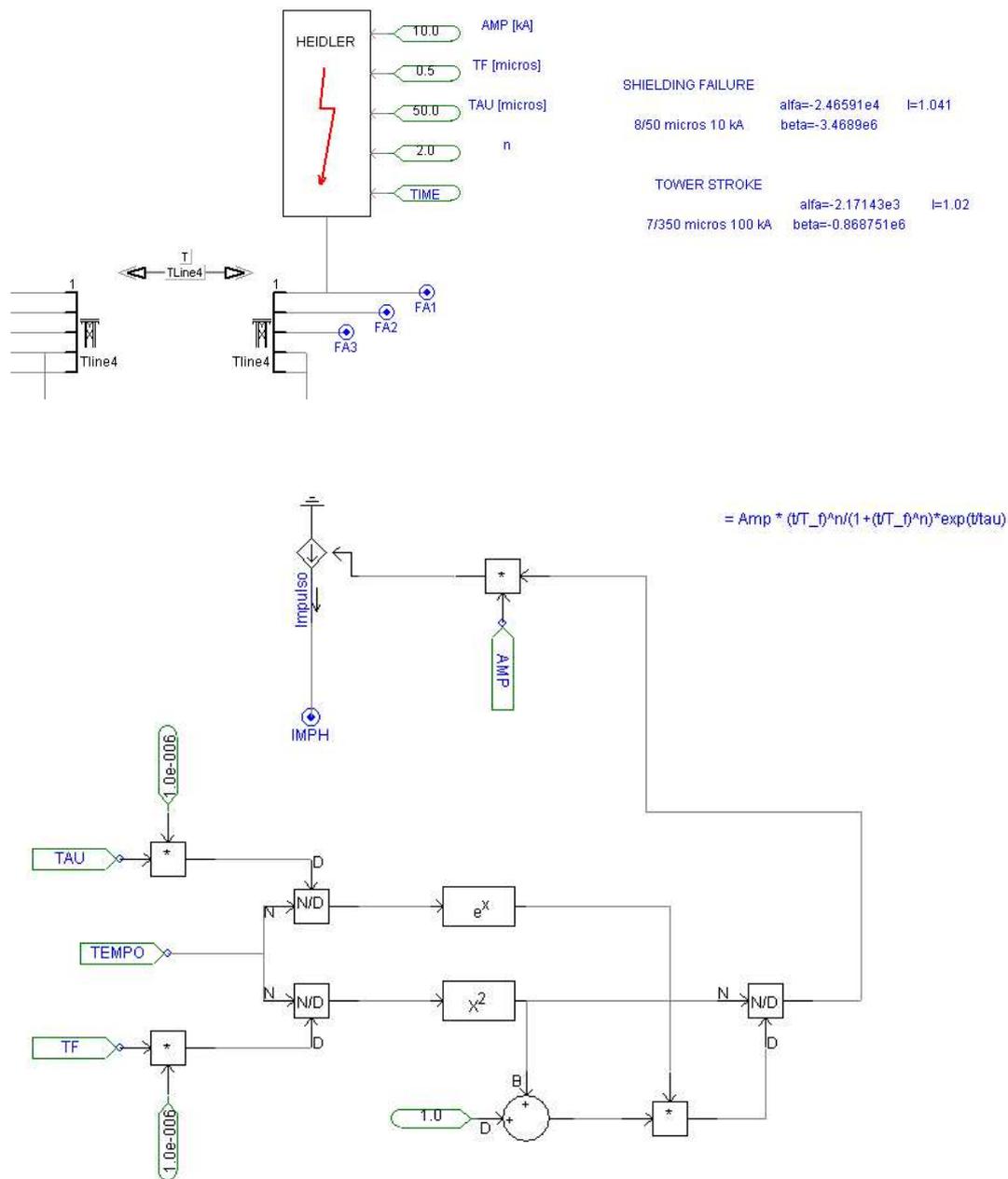


**Fig. 62** Sottosistema per la costruzione di un impulso di corrente con assegnati parametri: a) modello di interfaccia con il sistema; b) particolare del sottomodulo

Il caso presente in letteratura preso a riferimento per la validazione del modello utilizza tuttavia un differente modello per la simulazione dell'impulso atmosferico, il quale si basa sulle caratteristiche specificate come impulso di "Heidler" [3]. Tale modello non è presente nelle librerie del PSCAD: a titolo di confronto, allora, è stato replicato l'impulso di "Heidler" con un adeguato modello realizzato in ambiente PSCAD utilizzando la caratteristica "Create New Component" [6].

Il modello è mostrato in Fig. 63. La legge per la costruzione dell'impulso di "Heidler" è riportata di seguito:

$$I_{HEIDLER} = I \cdot \frac{\left(\frac{t}{T_f}\right)^n}{\left[1 + \left(\frac{t}{T_f}\right)^n\right] e^{-\frac{t}{\tau}}} \quad (13)$$



**Fig. 63** Sottosistema per la costruzione di un impulso di corrente “Heidler” con assegnati parametri: a) modello di interfaccia con il sistema; b) particolare del sottomodulo

Il tratto di 10 km di linea di trasmissione aerea è suddiviso per la simulazione in due parti: un primo tratto di 8 km simulato come una linea di trasmissione unica, con due sostegni alle estremità; i restanti 2 km sono simulati invece frazionandoli in 6 campate di linea lunghe ciascuna 333 m, con sostegni concentrato a ogni estremità. Tutte le linee aeree sono simulati per mezzo di modelli dipendenti dalla frequenza disponibili in PSCAD/EMTDC e chiamati con il nome “Frequency Dependent (Phase) Model” [7]. A differenza del modello “Frequency Dependent (Mode) Model” (più conosciuto come JMarti model) che si basa su matrici di trasformazione a coefficienti costanti, il modello “Frequency Dependent (Phase) Model” si basa sulla teoria originariamente proposta in [8], e la sua effettiva attuazione in EMTDC è delineata in più dettaglio in [9].

Tale modello supera il problema della dipendenza dalla frequenza della matrice di trasformazione attraverso una formulazione diretta del problema nel dominio di fase. Come risultato, gli elementi della matrice della funzione di propagazione  $H(\omega) = e^{-\sqrt{Y}Z}$  e l'ammettenza caratteristica  $Y_C(\omega)$  sono adattati (fitted) direttamente nel dominio di fase. Anche se gli elementi di  $Y_C(\omega)$  sono relativamente uniformi e il fitting è alquanto semplice,  $H(\omega)$  si rivela molto più difficile, a causa del fatto che i suoi elementi posseggono contributi modali con ritardi temporali variabili e tra loro molto differenti (in particolare per le linee in cavo). Il fitting è comunque realizzato utilizzando una routine di minimi quadrati chiamata Vector Fitting i cui parametri sono modificabili dall'utente secondo una maschera appositamente predisposta nel programma in relazione alle esigenze del caso simulato.

Nello studio qui descritto, il fitting inizia con una frequenza di 0.5 Hz e si conclude con una frequenza di 500 kHz, con un errore massimo di 0.2% su qualsiasi frequenza compresa nell'intervallo considerato; la frequenza massima di 500 kHz è stata scelta considerando che il caso in esame è una uno studio di fulminazione su linea, fenomeno molto rapido che coinvolge elevate frequenze. Il ritorno a terra è preso in considerazione con una formula di "approssimazione analitica" resa disponibile in PSCAD. Il primo tratto di linea aerea di 8 km si assume senza riflessioni (reflectionless), vale a dire collegato alla propria impedenza caratteristica (o impedenza d'onda), in modo da evitare il verificarsi di riflessioni sul lato opposto della linea in cavo. Le due funi di guardia sono collegate alla sommità del sostegno in corrispondenza a ciascun sostegno della linea aerea; inoltre, le funi di guardia del sostegno di transizione aereo-cavo sono anche collegati agli schermi dei cavi.

I sostegni della linea aerea sono simulati come linee di trasmissione singola fase e senza perdite, ipotizzando un'impedenza caratteristica di  $Z_c=180 \Omega$  e un tempo di propagazione  $\tau_t = 3.33 \cdot 10^{-9}$  s/m [10]. Tutte i sostegni, a eccezione di quello interessato dal colpo di fulmine, sono messi a terra tramite una resistenza di valore costante e pari a  $14.4 \Omega$  (resistenza calcolata a 50 Hz). La resistenza di terra  $R_T$  del sostegno colpito, che come detto si trova in corrispondenza della transizione aereo-cavo, si presume variabile e si ottiene applicando la seguente espressione [4]:

$$R_T = \frac{R_g}{\sqrt{1 + \frac{I}{I_g}}} \quad [ \ ] \quad (14)$$

dove  $R_g$  è la resistenza ai piedi del sostegno a bassa frequenza e a bassa corrente, calcolata come  $14.4 \Omega$ ;  $I$  è la corrente che scorre lungo la resistenza;  $I_g$  è la corrente limite di inizio della ionizzazione del terreno, calcolata con la seguente relazione:

$$I_g = \frac{1}{2\pi} \frac{E_0 \cdot \rho_t}{R_g^2} \quad [\text{kA}] \quad (15)$$

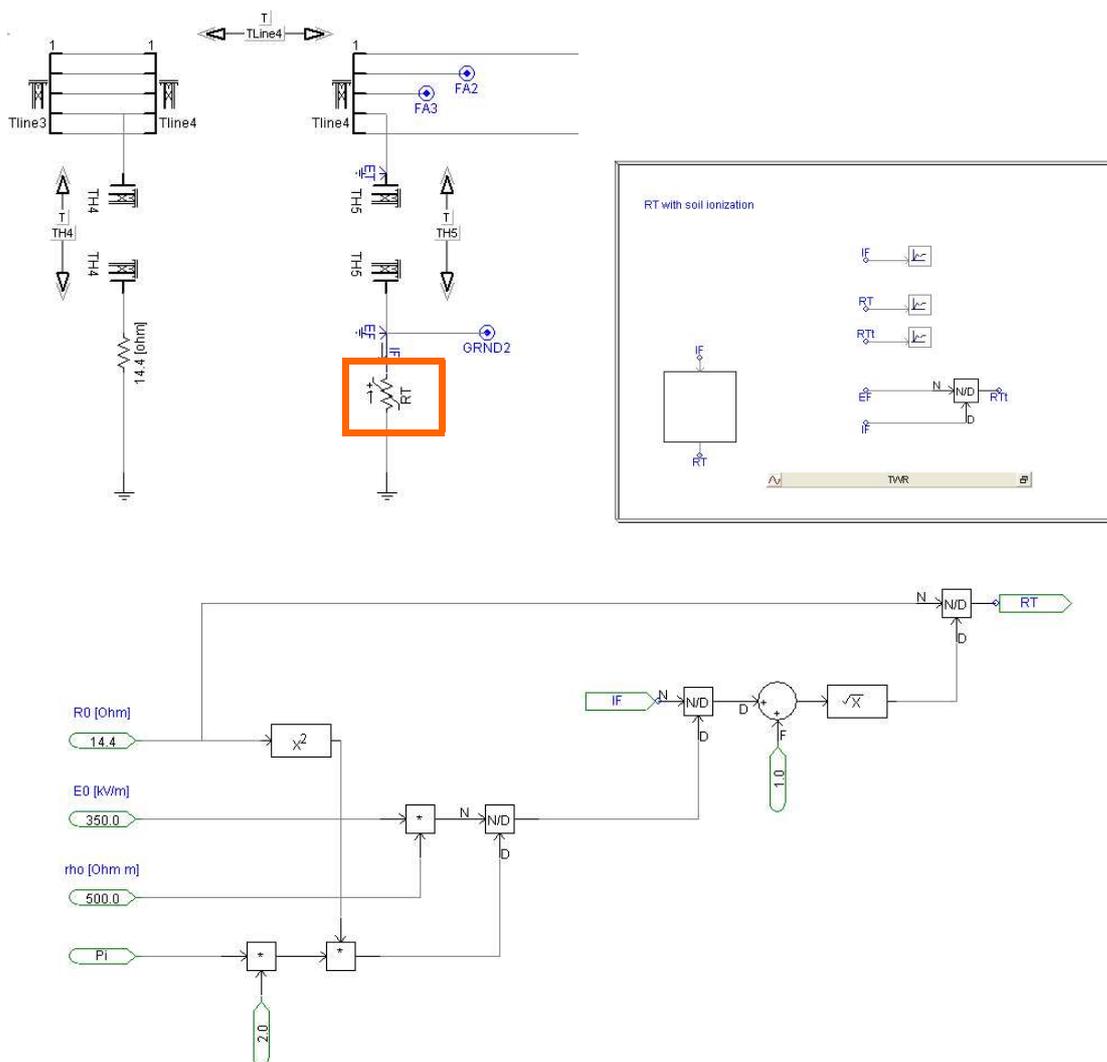
dove  $E_0$  è il valore del gradiente critico del terreno, assunto pari a  $350 \text{ kV/m}$ , e  $\rho_t$  è la resistività del terreno, assunta pari a  $500 \Omega\text{m}$ .

Il cedimento dell'isolamento della linea aerea viene simulato con il CIGRE Leader Progression Model (LPM), esecuzione con PSCAD caratteristiche seguente equazione differenziale [4] [5]:

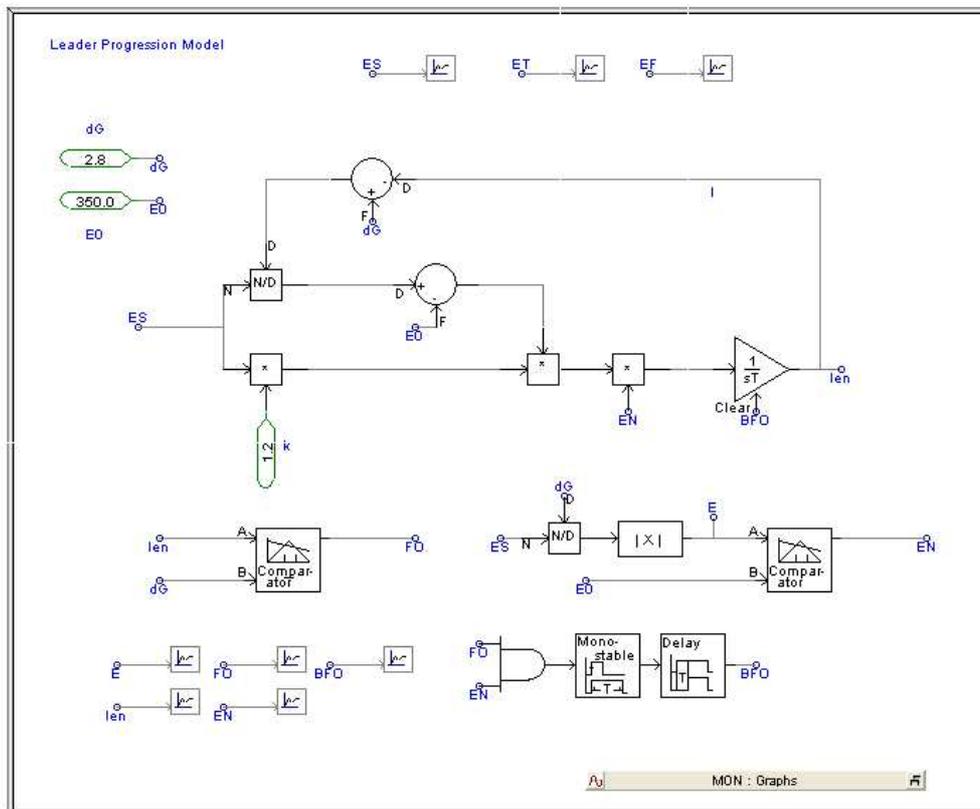
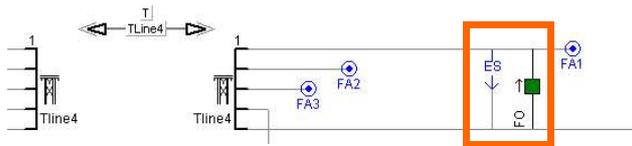
$$\frac{dl(t)}{dt} = kv(t) \left[ \frac{v(t)}{d_G - l(t)} - E_0 \right] \quad (16)$$

dove  $L(t)$  è la lunghezza del leader in m,  $v(t)$  la tensione lungo la catena di isolatori e  $d_G$  è la lunghezza della catena, pari a 2.8 m;  $k$  è una costante dipendente dalla configurazione della catena di isolatori e dalla polarità dell'impulso, e può variare tra 0.8 e 1.3, nello studio assunta pari a  $1.0 \text{ m}^2 \text{ kV}^{-2} \text{ s}^{-1}$ . Come indicato in [4], la propagazione del leader inizia quando il campo elettrico medio lungo la catena di isolatori diventa maggiore di  $E_0$ , continuando fino a quando la lunghezza del leader  $l(t)$  eguaglia  $d_G$ , il che significa che la distanza tra conduttore e braccio del sostegno viene coperta dal leader e ha luogo quindi una scarica (flashover). In questo studio, il backflashover è simulato mediante la chiusura di uno switch logico controllato (avente una resistenza di  $1 \Omega$  in serie), quindi collegando direttamente il conduttore di fase con il braccio del sostegno (struttura a traliccio). L'effetto corona è ignorato.

Le figure mostrate di seguito riportano le parti del modello psc relative all'implementazione della resistenza di terra variabile del sostegno colpito e del cedimento dell'isolamento per la simulazione di un eventuale backflashover.



**Fig. 64** Sottosistema per la realizzazione di una resistenza di terra del sostegno variabile: a) modello di interfaccia con il sistema; b) particolare del sottomodulo

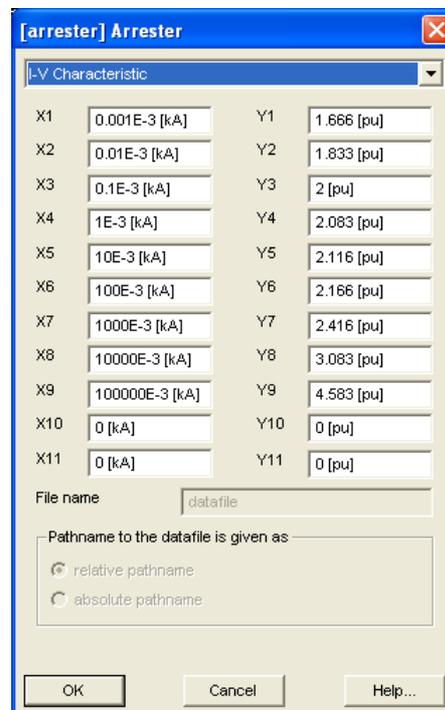


**Fig. 65** Sottosistema per la realizzazione del cedimento dell'isolamento secondo il Leader Progression Model: a) modello di interfaccia con il sistema; b) particolare del sottomodulo

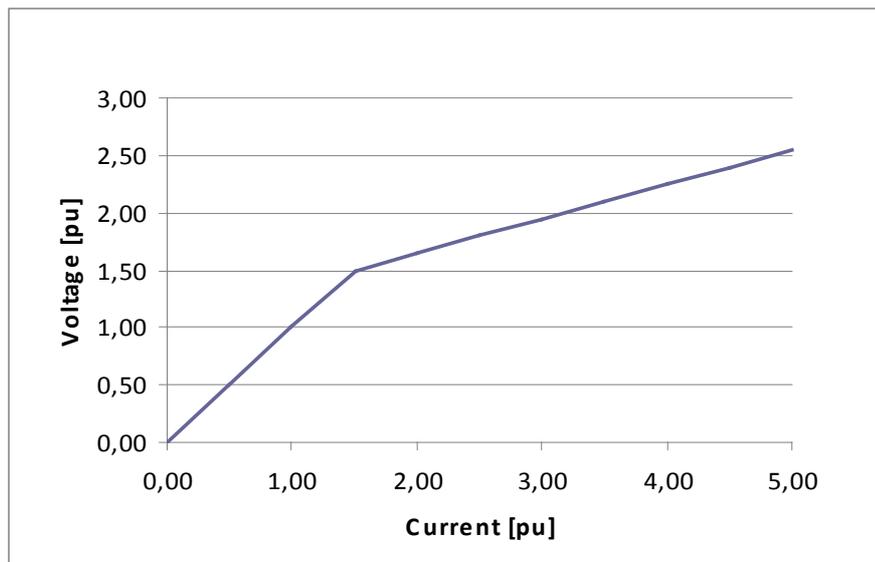
Il tratto di linea in cavo viene simulato, analogamente a quanto fatto per i tratti di linea aerea, mediante il “Frequency Dependent (Phase) Model”, con una frequenza iniziale di fitting di 0.5 Hz, una frequenza di fine fitting di 500 kHz e un errore massimo di 0.2% su qualsiasi frequenza compresa nell'intervallo considerato. Anche in questo caso, il ritorno a terra viene preso in considerazione con la formula di “approssimazione analitica” messa a disposizione nel programma. Il singolo tratto di cavo è composto da una sezione minore di cross-bonding della lunghezza di 830 m. In ogni sezione minore di cross-bonding, la trasposizione dei conduttori del cavo e il cross-bonding degli schermi sono realizzati con elementi RL concentrati, aventi due diversi valori di induttanza  $L_{BL}$  dei collegamenti (bonding leads), vale a dire 0.15  $\mu\text{H}/\text{m}$  e 1.2  $\mu\text{H}/\text{m}$ , per una lunghezza totale del collegamento di 10 m. Inoltre, in corrispondenza di ogni sezione minore di cross-bonding gli schermi sono collegati alla terra locale attraverso limitatori di sovratensione a ossido di metallo, chiamati sheath voltage limiters (SVLs), con la caratteristica tensione-corrente riportata in [3] (Fig. 66) e con due tensioni nominali diverse,  $U_r=9$  kV e  $U_r=12$  kV. In corrispondenza delle sezioni minori e maggiori di cross-bonding, due diversi valori della resistenza di terra  $R_S$  sono considerati, 25  $\Omega$  e 50  $\Omega$ . Nello studio si ricercano i valori più alti di sovratensione, dunque assumendo le peggiori condizioni in cui si può trovare il sistema, la linea cavo è tenuta aperta all'estremità di arrivo (le onde riflesse raddoppiano in valore).

I reattori shunt posti alle estremità della linea in cavo sono simulati come tre unità a singolo nucleo, attraverso induttanze saturabili tra loro disaccoppiate: come anticipato in precedenza, la caratteristica di saturazione è divisa in due segmenti lineari, di cui il primo rappresenta la parte in assenza di saturazione mentre la seconda la parte in presenza di saturazione: quest'ultimo ha una pendenza pari al 30% della pendenza relativa alla parte in assenza di saturazione; il punto di ginocchio è posto a 1.5 volte la tensione nominale (Fig. 67). Le perdite del nucleo del reattore non sono prese in considerazione.

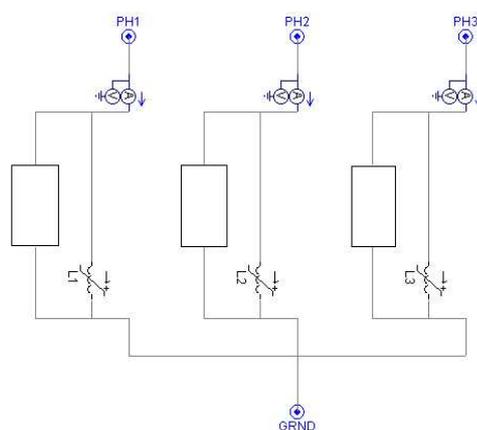
i [A]	v [kV]	
	(U <sub>r</sub> = 9 kV)	(U <sub>r</sub> = 12 kV)
.001	15.0	20.0
.01	16.5	22.0
.1	18.0	24.0
1.	18.75	25.0
10.	19.05	25.4
100.	19.5	26.0
1000.	21.75	29.0
10000.	27.75	37.0
100000.	41.25	55.0



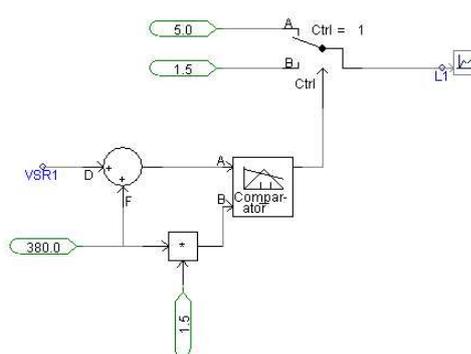
**Fig. 66** Caratteristica tensione-corrente degli scaricatori SVLs; maschera in PSCAD (gli elementi posti pari a 0 non sono utilizzati)



a)



b)



c)

**Fig. 67** Sottosistema per la realizzazione di un reattore shunt trifase per la compensazione della linea in cavo: a) caratteristica di saturazione dell'induttanza del reattore; b) modello di interfaccia con il sistema; c) sottomodulo per la realizzazione di un'induttanza saturabile con punto di ginocchio a 1.5 volte la tensione nominale

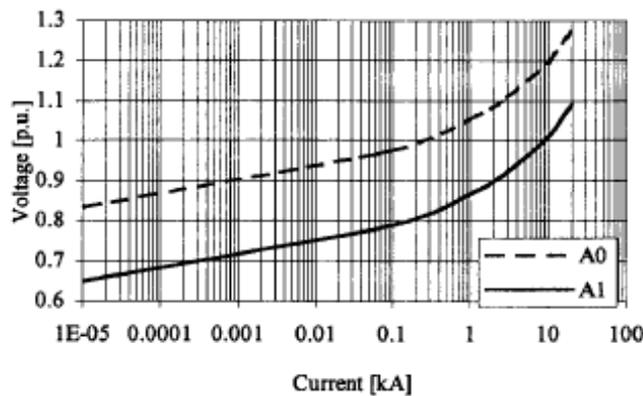
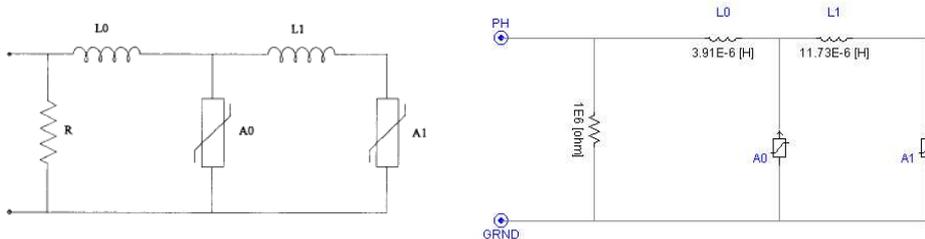
Gli scaricatori di sovratensione a protezione i reattori shunt sono simulati utilizzando il modello proposto in [11], con la caratteristica statica non lineare indicata in [12]. I parametri del modello vengono calcolati con una tensione nominale di  $U_r=360$  kV, una

tensione residua a un'onda di corrente di 10 kA a fronte veloce di  $U_{r1/T2}=945$  kV e una tensione residua a un'onda di corrente di 10 kA con forma 8/20  $\mu$ s di  $U_{r8/20}=836$  kV. Nel modello mostrato in Fig. 68, la resistenza R ha un valore costante e fissato a 1 M $\Omega$ , mentre le induttanze  $L_0$  ed  $L_1$  sono calcolate attraverso le seguenti relazioni:

$$L_1 = \frac{1}{4} \frac{V_{r1/T2} - V_{r8/20}}{V_{r8/20}} V_n \quad (17)$$

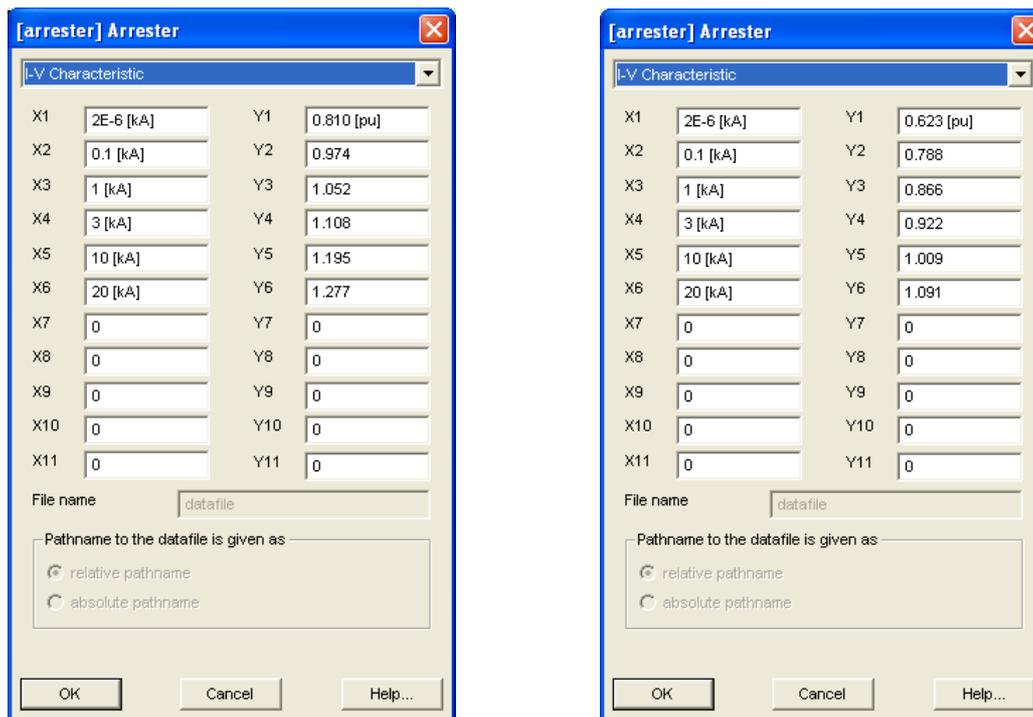
$$L_1 = \frac{1}{12} \frac{V_{r1/T2} - V_{r8/20}}{V_{r8/20}} V_n \quad (18)$$

dove  $V_n$  è la tensione nominale dello scaricatore;  $V_{r1/T2}$  è la tensione residua in corrispondenza a un'onda di corrente a fronte ripido e 10 kA di picco (onda a 1/T2  $\mu$ s: il tempo di diminuzione non è esplicitamente indicato perché ciascun produttore può utilizzare valori diversi);  $V_{r8/20}$  è la tensione residua in corrispondenza a un'onda di corrente con forma d'onda 8/20  $\mu$ s e picco di 10 kA.



kA	V(pu)	V(kV)
0.01	1.40	217.0
0.1	1.54	238.7
1	1.68	260.4
2	1.74	269.7
4	1.80	279.0
6	1.82	282.1
8	1.87	289.9
10	1.90	294.5
12	1.93	299.1
14	1.97	305.3
16	2.00	310.0
18	2.05	317.7
20	2.10	325.5

kA	V(pu)	V(kV)
0.1	1.23	190.50
1	1.36	210.80
2	1.43	221.65
4	1.48	229.40
6	1.50	232.50
8	1.53	237.15
10	1.55	240.25
12	1.56	241.85
14	1.58	244.95
16	1.59	246.45
18	1.60	248.00
20	1.61	249.55



**Fig. 68** Sottosistema per la realizzazione di uno scaricatore di sovratensione con modello frequenza dipendente: a) modello proposto in letteratura; b) modello realizzato in PSCAD; c) caratteristiche tensione-corrente degli elementi non lineari A0 e A1; d) maschera degli elementi in PSCAD rispettivamente di A0 e A1 (gli elementi posti pari a 0 non sono utilizzati)

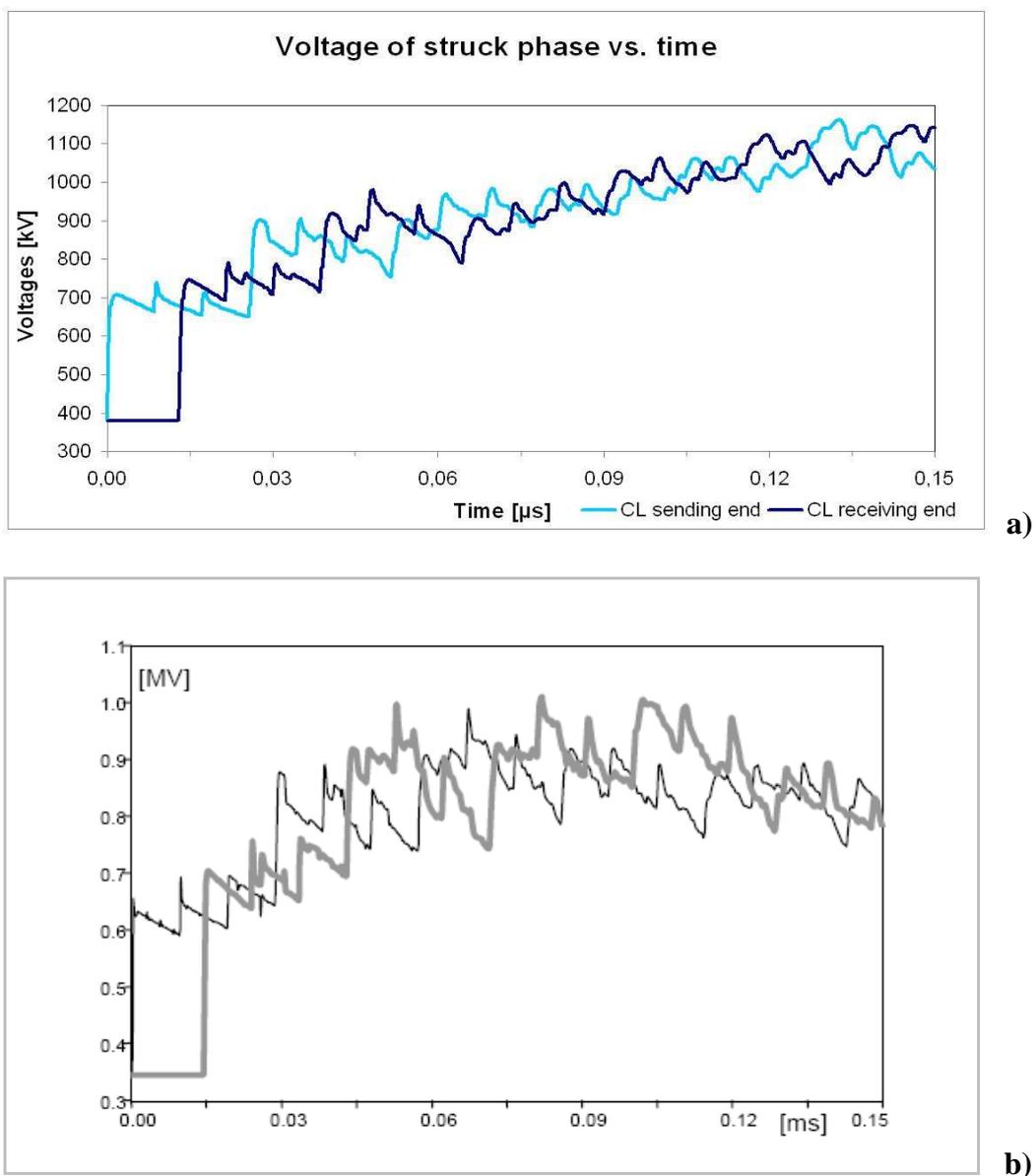
Una volta realizzato il modello completo del sistema, secondo le modalità descritte dettagliatamente in precedenza, vengono effettuate le simulazioni del primo sistema il quale si riferisce a un caso noto reperito in letteratura [3] e assunto come riferimento per la convalida del modello. Nelle simulazioni vengono considerate due differenti eventi che possono avverarsi in seguito alla fulminazione: la fulminazione diretta sul conduttore di fase (shielding failure) in corrispondenza della transizione aereo-cavo e la fulminazione sulla cima del sostegno di transizione aereo-cavo. I risultati mostrati nei paragrafi che seguono sono in accordo con quelli assunti come riferimento, cosicché il modello può essere considerato convalidato.

### IV.3 SIMULAZIONI E RISULTATI

#### *Shielding failure*

In accordo con [3] e [4], le simulazioni di shielding failure sono eseguite con un impulso di fulmine del tipo 0.5/50  $\mu$ s e 10 kA come corrente di picco, iniettato direttamente sul conduttore di fase. A proposito della corrente di picco, è interessante notare come questo valore risulti contenuto se confrontato con i valori che può usualmente raggiungere un impulso atmosferico (centinaia di kA): tuttavia, questa scelta è giustificata dal fenomeno descritto in Premessa e legato al concetto di distanza di attrazione: un fulmine avente una minore intensità presenta anche una minore distanza di attrazione, e questo gli permette di oltrepassare eventuali corpi posti a schermatura di edifici o apparecchiature protette (Fig. 56). Nella simulazione, l'impulso viene generato quando la tensione a frequenza industriale raggiunge il suo massimo valore (380 kV), in modo da considerare la condizione peggiore. La Fig. 69a mostra le tensioni di fase alla estremità di partenza (fase 1) e a quella d'arrivo (fase 3,

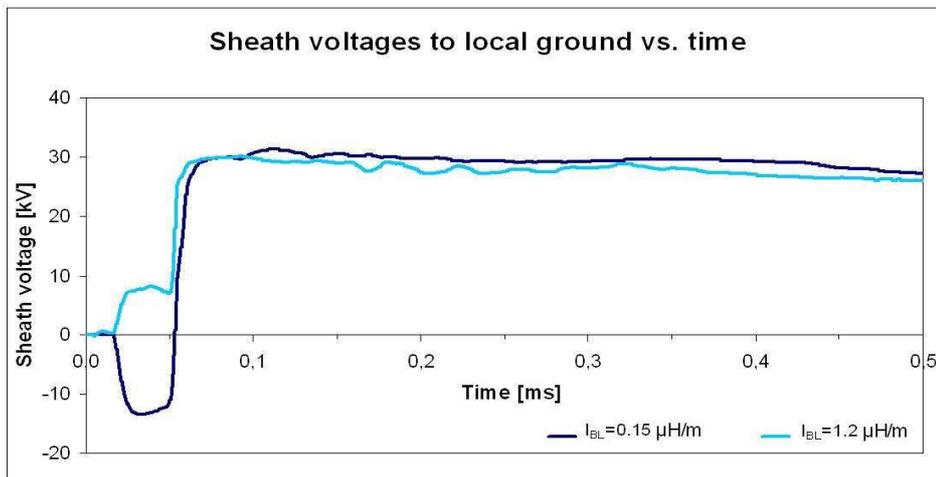
corrispondente alla fase 1 di partenza per via della trasposizione) del cavo. Come era prevedibile, la minore impedenza caratteristica del cavo comporta una sensibile riduzione delle onde che vengono trasmesse all'arrivo e l'isolamento del cavo è leggermente sollecitato: la massima sovratensione calcolata all'estremità di partenza è pari a 1177 kV, mentre all'estremità di arrivo si ha 1163 kV. Questi valori, come l'andamento della tensione di Fig. 69a, sono leggermente più alti di quelli trovati in [3] (Fig. 69b) a causa della assunzioni meno conservative adottate per le simulazioni del caso di studio in esame. In ogni caso, i risultati ottenuti sono sempre dipendenti dal modello, e l'adozione di differenti ipotesi sulle configurazioni del modello può portare a sovratensioni sensibilmente più alte. Tuttavia, considerando il BIL (Basic Level Impulse) specificato per i cavi a 380 kV, pari a 1425 kV, i valori di sovratensione non sembrano essere critici e l'isolamento principale del cavo può ragionevolmente sostenere le correnti che si stabiliscono a seguito di uno shielding failure.



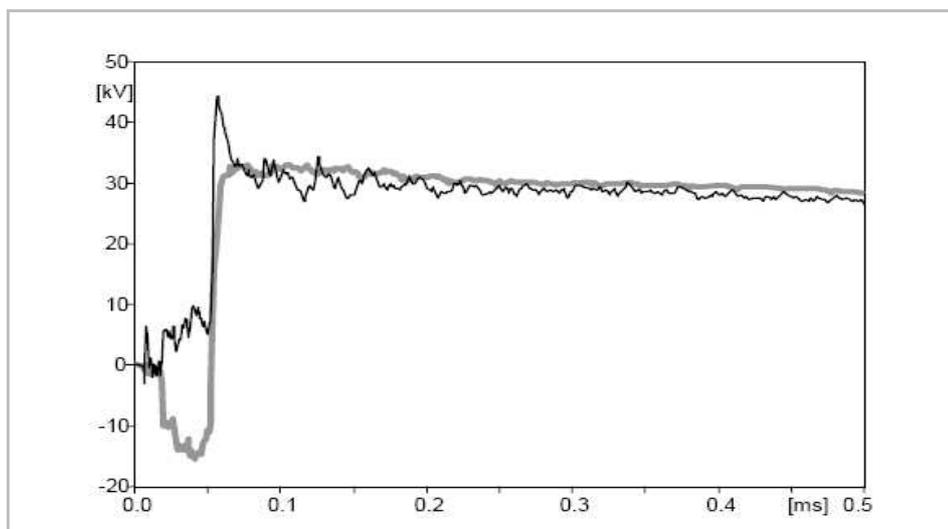
**Fig. 69** Tensioni della fase colpita in funzione del tempo nel caso di shielding failure in corrispondenza della transizione aereo-cavo (cavo di 2.5 km, SVLs di 12 kV, induttanza dei collegamenti 1.2  $\mu$ H/m): a) curva blu: estremità di arrivo del cavo; curva azzurra: estremità di partenza del cavo; b) caso noto in letteratura preso a riferimento per la convalida del modello

### Fulminazione sul sostegno

Considerando la combinazione dell'isolamento della linea a 380 kV, due funi di guardia e la bassa resistenza di messa a terra del sostegno, il colpo di fulmine sulla cima del sostegno è finalizzato a monitorare le tensioni indotte sugli schermi dei cavi piuttosto che a tener conto degli effetti di un improbabile backflashover. A tal fine, le simulazioni sono eseguite con un impulso di fulmine del tipo 7/350  $\mu$ s e corrente di picco di 100 kA, iniettato direttamente sulla cima del sostegno di transizione. La Fig. 70a mostra la tensione degli schermi rispetto alla terra locale, con una resistenza di terra di 25  $\Omega$  alla fine della prima sezione minore di cross-bonding. I risultati sono sostanzialmente in accordo con quelli indicati come riferimento (Fig. 70b), l'unica differenza riscontrata è il picco iniziale del caso con induttanza dei collegamenti maggiore ( $l_{BL}=1.2 \mu\text{H/m}$ ): questo è probabilmente dovuto a un diverso passo di soluzione impostato per il runtime della simulazione. Tuttavia, le massime tensioni degli schermi registrate in corrispondenza della prima sezione minore di cross-bonding del cavo di 2.5 km sono di 31 kV rispetto alla terra locale e di 338 kV rispetto al riferimento remoto. Per il motivo indicato in precedenza, tali valori si discostano leggermente da quelli in [3], ma comunque restano in accordo in modo soddisfacente.



a)



b)

**Fig. 70** Tensioni degli schermi rispetto alla terra locale (resistenza di 25  $\Omega$ ) in funzione del tempo nel caso di fulminazione sulla cima del sostegno di transizione aereo-cavo (cavo di 2.5 km, SVLs di 12 kV): a) curva blu: induttanza dei collegamenti 0.15  $\mu\text{H/m}$ ; curva azzurra: induttanza dei collegamenti 1.2  $\mu\text{H/m}$ ; b) caso noto in letteratura preso a riferimento per la convalida del modello

Il modello così convalidato è quindi utilizzato per lo studio di un sistema in cui siano state apportate leggere modifiche: il secondo sistema considerato è infatti sostanzialmente identico al primo. Le caratteristiche dei tratti aerei e in cavo sono quelle indicate in precedenza, come quelle degli altri componenti. Le principali differenze riguardano la presenza di reattori shunt (SRs) installati alle estremità della linea in cavo con i relativi dispositivi di protezione surge arresters (SAs). La decisione di non discostarsi troppo dal sistema assunto come riferimento fa parte di un approccio che prevede uno sviluppo progressivo dello studio, in cui indagare su un sistema di gran lunga diverso avrebbe limitato le possibilità di verificare la correttezza dei risultati. Anche in questo secondo round di simulazioni, due diversi eventi a seguito dell'evento atmosferico sono considerati: lo shielding failure in corrispondenza del sostegno di transizione e la fulminazione sulla cima del sostegno di transizione con il rischio di backflashover.

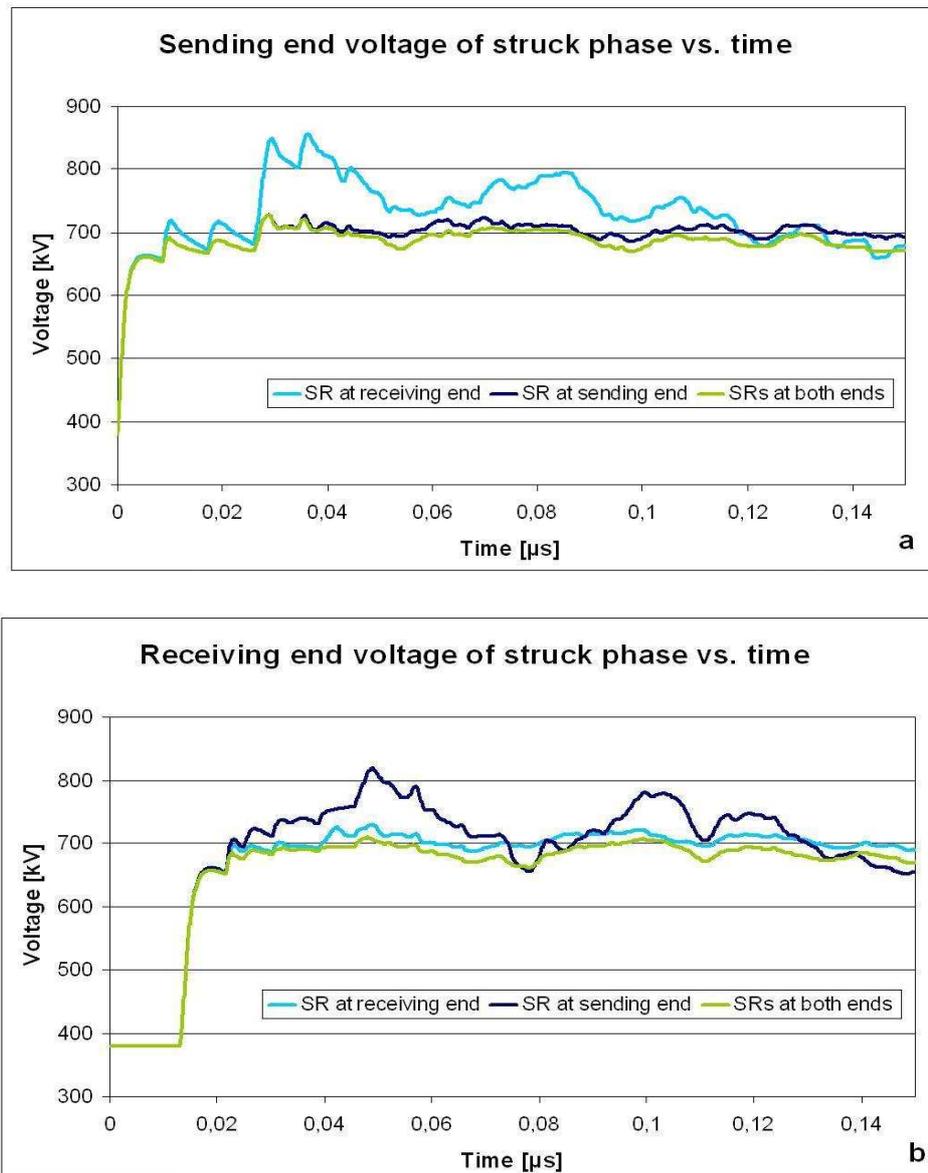
### *Shielding failure*

A differenza del primo caso, le simulazioni di shielding failure sono eseguite con un impulso di fulmine del tipo 1.2/50  $\mu$ s e 10 kA di corrente di picco: questa diversa scelta è guidata dalla considerazione che la probabilità di avere un tempo di fronte più piccolo di 1  $\mu$ s senza backflashover è bassa [13], e per il sistema sotto studio il backflashover si verifica per correnti di fulmine molto elevate (come verrà mostrato meglio nella sezione successiva). Le simulazioni sono svolte con e senza reattori shunt; quando i reattori sono presenti, le simulazioni sono svolte con e senza i relativi scaricatori di tensione. La Tab. 13 riassume i risultati. È evidente che la sola presenza di SRs in corrispondenza delle estremità del cavo ha un'influenza molto debole sui valori massimi di tensione. Più notevole è invece l'effetto di SAs sui valori di sovratensione, soprattutto per ridotte lunghezze del tratto in cavo. Il picco di tensione alla sending end per il cavo di 2.5 km si riduce da 1214 kV a 730 kV. La riduzione è meno significativa per lunghezza del cavo più grandi, in quanto l'effetto della riflessione all'estremità aperta è meno predominante. L'analisi viene effettuata anche per la compensazione asimmetrica, supponendo che la richiesta di potenza reattiva totale da parte della linea in cavo venga soddisfatta da un unico SR installato rispettivamente all'inizio (sending end) e alla fine (receiving end) del cavo.

CL length [km]	SAs	x		v	
	SRs	SEND [kV]	REC [kV]	SEND [kV]	REC [kV]
2.5	x	1223	1173	-	-
	v	1214	1162	730	709
5	x	834	855	-	-
	v	830	851	698	698
7.5	x	726	772	-	-
	v	726	770	694	695
10	x	726	716	-	-
	v	726	715	694	680

**Tab. 13** Tensioni di picco alle estremità del tratto in cavo in corrispondenza di shielding failure al sostegno di transizione; compensazione simmetrica (x=no, v=sì)

I risultati ottenuti hanno dimostrato che la compensazione asimmetrica non ha praticamente alcuna influenza sui valori di sovratensione se non sono presenti i relativi SAs. Al contrario, gli effetti della presenza degli scaricatori di tensione sono diversi se il corrispondente reattore shunt è installato all'estremità di partenza o di arrivo, in quanto il reattore shunt situato sul lato opposto rispetto al punto di fulminazione può causare un aumento nell'ampiezza delle riflessioni, soprattutto per piccole lunghezze della linea in cavo. La Fig. 71 mostra le tensioni di fase, alle estremità di partenza e di arrivo di un cavo di 2.5 km per diverse configurazioni di compensazione; in tutti i casi SAs sono presenti in corrispondenza dei relativi SRs. Gli andamenti della tensione confermano la precedente considerazione e mostrano che la soluzione migliore per quanto riguarda la risposta della linea nei confronti della fulminazione è la compensazione simmetrica.



**Fig. 71** Tensioni della fase colpita in funzione del tempo nel caso di shielding failure in corrispondenza della transizione aereo-cavo (cavo di 2.5 km, SVLs di 12 kV, SAs di 360 kV); induttanza dei collegamenti 1.2  $\mu$ H/m; SAs presenti nei punti di installazione dei SRs: a) estremità di partenza del cavo; b) estremità di arrivo del cavo

### Fulminazione sul sostegno

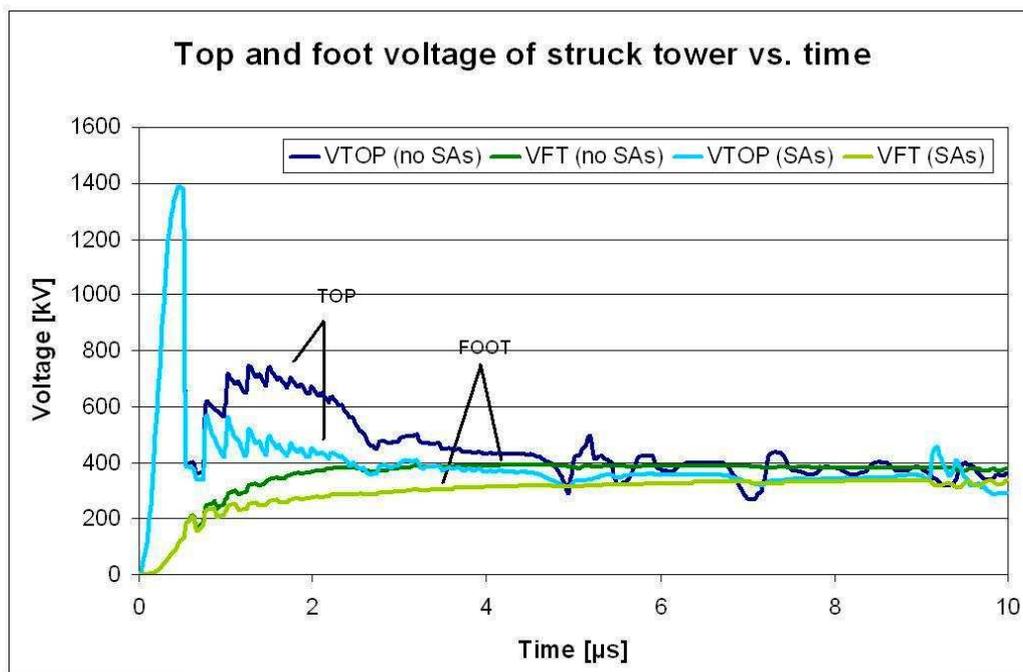
La fulminazione diretta sulla cima del sostegno è simulata con un impulso di fulmine avente una corrente di picco nell'intervallo 20-240 kA, con un tempo di coda (o tempo all'emivalore) di 350  $\mu$ s in tutti i casi considerati e un tempo di fronte (o tempo di salita) dipendente dal valore di picco, considerando due differenti valori (e quindi due differenti forme d'onda) chiamate veloce (fast) e normale (normale). Le simulazioni sono effettuate sia con che senza SAs installati alle estremità della linea in cavo, per il sistema con il cavo di 2.5 km. La Tab. 14 sintetizza i risultati dell'analisi di backflashover, riportando i valori di picco delle tensioni registrate alla cima e alla base del sostegno colpito. Come è possibile osservare, il backflashover si verifica per forme d'onda del tipo veloce e correnti di picco superiori a 60 kA, mentre per contro non si verifica per nessuna delle forme d'onda di tipo normale, per via del buon coordinamento dell'isolamento considerato per il sistema in esame.

$I_{PEAK}$ [kA]	SAs	x			v		
	$T_1$ [ $\mu$ s]	$V_{TOP}$ [kV]	$V_{FT}$ [kV]	FO	$V_{TOP}$ [kV]	$V_{FT}$ [kV]	FO
20	0.6	547	139	x	546	139	x
	0.9	353	135	x	353	136	x
40	0.65	1003	272	x	1003	271	x
	1.3	514	259	x	514	258	x
60	0.7	1385	394	v	1385	337	v
	1.7	620	374	x	620	351	x
80	0.75	1646	514	v	1646	387	v
	2.1	707	483	x	707	425	x
100	0.8	1877	630	v	1877	428	v
	2.5	785	586	x	783	490	x
120	0.85	1955	724	v	1955	459	v
	2.9	847	681	x	844	552	x
140	0.9	2081	829	v	2081	490	v
	3.3	885	770	x	881	609	x

**Tab. 14** Tensioni di picco alla cima e alla base del sostegno colpito dal fulmine; cavo di 2.5 km con e senza scaricatori di tensione (x=no, v=si)

Come atteso, gli scaricatori di tensione non hanno alcuna influenza sulla tensione  $V_{TOP}$  della cima del sostegno; al contrario, la tensione  $V_{FT}$  alla base del sostegno risulta tanto più contenuta quanto più elevata è la corrente di picco dell'impulso atmosferico. Inoltre, una differenza riscontrata è che i più alti valori di  $V_{FT}$  sono osservati per il sistema senza SAs in corrispondenza di forme d'onda del tipo veloce, mentre per il

sistema comprendente SAs questo è vero soltanto fino a 40 kA di corrente di picco; oltre, i valori più alti di  $V_{FT}$  sono osservati in corrispondenza di forme d'onda del tipo normale con bassi valori del tempo di fronte. La ragione di questo comportamento può essere probabilmente dovuta all'effetto delle riflessioni che hanno luogo in corrispondenza della discontinuità aereo-cavo: la Fig. 72 mostra la tensione alla cima e alla base del sostegno colpito per un impulso atmosferico del tipo 0.7/350  $\mu$ s e 60 kA di corrente di picco, in entrambi i casi con e senza SAs. La figura conferma i risultati ottenuti dall'analisi di Tab. 14: la presenza degli scaricatori di tensione non influenza il picco della tensione alla cima del sostegno, mentre invece determina una riduzione della tensione alla base del sostegno. Il grafico mostra inoltre che la presenza di SAs in corrispondenza dell'estremità di partenza (sending end) della linea in cavo riduce il valore della tensione alla cima del sostegno in seguito al back flashover (secondo picco), sebbene il valore di picco assoluto (primo picco) non venga in alcun modo influenzato. La tensione  $V_{TOP}$ , dopo il primo picco di 1385 kV, in seguito al backflashover raggiunge 564 kV in presenza di SAs e 751 kV in assenza di SAs, con una riduzione di circa il 25 % riferita al relativo massimo. Gli scaricatori di tensione riducono inoltre la  $V_{FT}$  del 10-15 % lungo tutto il periodo susseguente all'evento di backflashover.



**Fig. 72** Fulminazione sulla cima del sostegno di transizione aereo-cavo (cavo di 2.5 km, SVLs di 12 kV, SAs di 360 kV, induttanza dei collegamenti 1.2  $\mu$ H/m, impulso del tipo 0.7/350  $\mu$ s e 60 kA) con susseguente evento di backflashover: tensioni alla sommità e alla base del sostegno colpito in funzione del tempo. Curve scure: assenza di SAs; curve chiare: SAs installati alle estremità della linea in cavo

#### IV.4 CONCLUSIONI

Dunque, riassumendo le conclusioni dello studio della fulminazione atmosferica su una linea mista aereo-cavo, effettuato considerando due possibili eventi in seguito al fenomeno atmosferico, vale a dire la fulminazione diretta sul conduttore di fase (shielding failure) e la fulminazione sulla cima del sostegno con possibilità di

backflashover dell'isolamento, è possibile affermare che: come hanno mostrato i risultati ottenuti, l'evento di shielding failure non rappresenta un evento critico per la linea mista, con valori massimi di sovratensione comunque contenuti entro il relativo livello di protezione (BIL); la localizzazione del reattore shunt con il relativo scaricatore di tensione (compensazione asimmetrica) al lato opposto rispetto alla localizzazione del punto di fulminazione può causare un aumento nell'ampiezza delle riflessioni: questa considerazione risulta utile nel caso di linee miste aereo-cavo-aereo con tratti aerei di differente lunghezza e quindi con differente esposizione alla fulminazione; l'evento di backflashover è particolarmente improbabile, in quanto si verifica nelle simulazioni soltanto forme d'onda dell'impulso del tipo veloce e per elevati valori della corrente di picco; la presenza di scaricatori di tensione a protezione dei reattori shunt non ha alcuna influenza sul picco iniziale della tensione alla cima del sostegno interessato dalla fulminazione, mentre invece scaricatori installati all'estremità di partenza della linea in cavo determinano una riduzione di circa il 25 % del secondo picco della tensione alla cima del sostegno che ha luogo in seguito al backflashover; infine, come era facile aspettarsi, la tensione alla base del sostegno è ridotta grazie all'effetto degli scaricatori di tensione dei reattori, e risulta tanto più contenuta quanto maggiore è la corrente di picco dell'impulso di fulmine, con una riduzione di circa il 10-15 %.

#### **IV.5 BIBLIOGRAFIA**

- [1] A. Greenwood, *Electrical Transient in Power Systems*, Second Edition, USA, John Wiley & Sons, 1991.
- [2] F. D. Martzloff, *Transient Overvoltage Protection Seminar*, Reprint of handout for Seminars in Birmingham & London (UK) and Stockholm (Sweden), 1979.
- [3] L. Colla, F. M. Gatta, A. Geri, S. Lauria, "Lightning Overvoltages in HV-EHV "Mixed" Overhead-Cable Lines," *International Conference on Power System Transients (IPST'07)*, Lione, France, June 2007.
- [4] Fast Front Transients TF of IEEE Modeling and Analysis of System Transients WG, "Modeling guidelines for fast front transients", *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 11, n.1, January 1996, pp. 493-506.
- [5] CIGRE Working Group 01 of SC 33, "Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines", *CIGRE Brochure*. no 63, 1991.
- [6] *Users guide on the use of PSCAD*, PSCAD Power System Computer Aided Design, Manitoba-HVDC Research Centre, 2003.
- [7] *User's Guide*, A comprehensive Resource for EMTDC, EMTDC, Transient Analysis for PSCAD Power System Simulation, Manitoba-HVDC Research Centre, 2005.
- [8] A. Morched, B. Gustavsen, M. Tartibi, "A Universal Line Model for Accurate Calculation of Electromagnetic Transients on Overhead Lines and Cables," *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 14, No. 3, July 1999, pp. 1032-1038.

- [9] B. Gustavsen, G. Irwin, R. Mangelrod, D. Brandt, K. Kent, "Transmission Line Models for the Simulation of Interaction Phenomena Between Parallel AC and DC Overhead Lines," proceedings of International conference on Power System Transient (IPST '99), Budapest, Hungary, June 1999, pp. 61-67.
- [10] L. Colla, F. M. Gatta, A. Geri, S. Lauria, "Simulation of Lightning Response of a Long Mixed Overhead Cable EHV Line," International Conference on Grounding and Earthing (GROUND'2006), Maceiò, Brazil, November 2006.
- [11] P. Pinceti, M. Giannettoni, "A simplified model for zinc oxide surge arresters", IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 14, no. 2, April 1999, pp. 393-398.
- [12] IEEE W.G. 3.4.11 of Surge protective Devices Committee – Modeling of Metal Oxide Surge Arresters, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.11, no.1, April 1996, pp. 834-841.
- [13] T. Henriksen, "Maximum lightning overvoltage along a cable due to shielding failure", Electric Power System Research, vol. 77, September 2006, pp. 1460-1465.

# CAPITOLO V

## STUDIO DELL'ENERGIZZAZIONE A VUOTO DI LUNGHE LINEE MISTE AEREO-CAVO AD ALTISSIMA TENSIONE

---

### V.1 PREMESSA

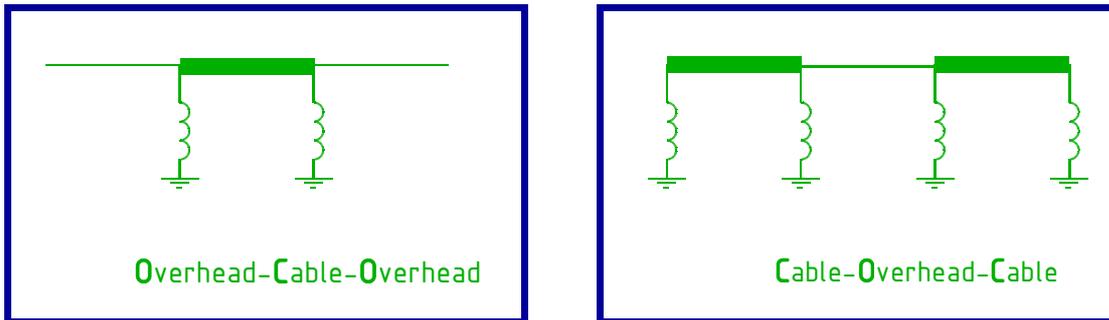
Come è noto, al crescere del livello di tensione le sovratensioni di origine interna assumono una severità paragonabile e in certi casi maggiore di quella delle sovratensioni di origine esterna. Dunque, per sistemi HV (High Voltage) e EHV (Extra High Voltage) tali sovratensioni sono di particolare interesse: tra di esse, una delle più frequenti legata alle operazioni di esercizio di un sistema di potenza è l'energizzazione a vuoto di una linea di trasmissione. Le sovratensioni seguenti l'operazione di switching in assenza di carico sono un problema ben noto in letteratura, e molti articoli e pubblicazioni scientifiche si sono occupati del calcolo delle sovratensioni di switching: l'energizzazione a vuoto di linee miste aereo-cavo è stata affrontata da alcuni autori con lo scopo di determinare la massima sovratensione alle estremità del cavo [1] [2], valutare la lunghezza massima del cavo che consenta di contenere la tensione all'estremità aperta [3], o viceversa determinare le dimensioni dei reattori shunt di compensazione della richiesta di potenza reattiva della linea in cavo [4].

Lo studio qui affrontato si concentra sull'energizzazione a vuoto di linee miste molto lunghe e ad altissima tensione: lo scopo è quello di identificare la migliore configurazione e la migliore estremità per eseguire la manovra di energizzazione ("best end switching").

### V.2 DESCRIZIONE E MODELLAZIONE DEL SISTEMA

Nello studio sono considerate due principali configurazioni miste (Fig. 73): la prima del tipo aereo-cavo-aereo (denominata OCO, Overhead-Cable-Overhead), con un tratto di cavo intermedio a due linee aeree; la seconda del tipo cavo-aereo-cavo (denominata COC, Cable-Overhead-Cable), con un tratto intermedio di linea aerea tra due linee in cavo; entrambe le configurazioni hanno reattori shunt per compensare la richiesta di potenza reattiva. Questi sistemi considerati nello studio rappresentano le soluzioni più usuali adottate per una linea di trasmissione mista: altre configurazioni sono possibili, ma è molto improbabile trovare più cambiamenti da aereo a cavo lungo il percorso della linea. A titolo di confronto, i due sistemi hanno la stessa lunghezza totale, la stessa lunghezza complessiva dei tratti aerei, e la stessa lunghezza complessiva dei tratti in cavo. In particolare, entrambe le configurazioni miste sono caratterizzate da una grande differenza tra le lunghezze del primo e dell'ultimo tratto: questa scelta è motivata dalla ricerca della migliore configurazione e del "best end switching". A

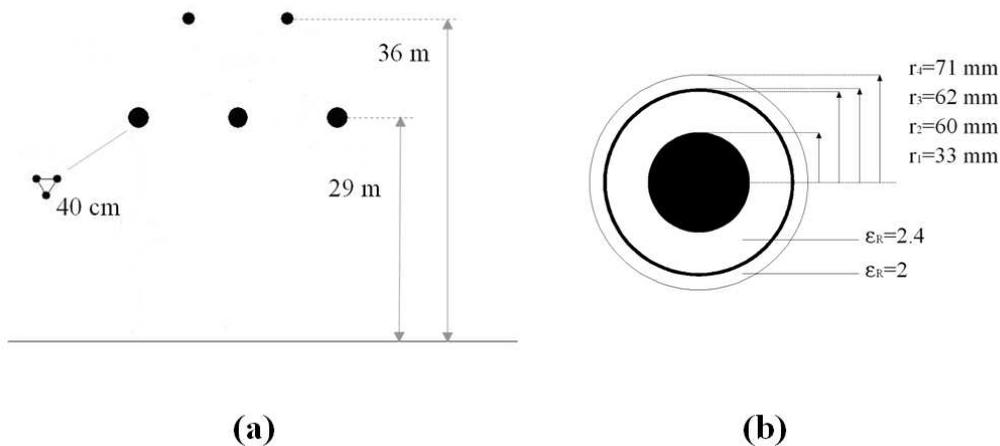
scopo di confronto, una linea puramente aerea di uguale lunghezza totale è inclusa e considerata nello studio.



**Fig. 73** Principali configurazioni miste considerate nello studio di energizzazione a vuoto: a) sistema del tipo OCO (Overhead-Cable-Overhead); b) sistema del tipo COC (Cable-Overhead-Cable)

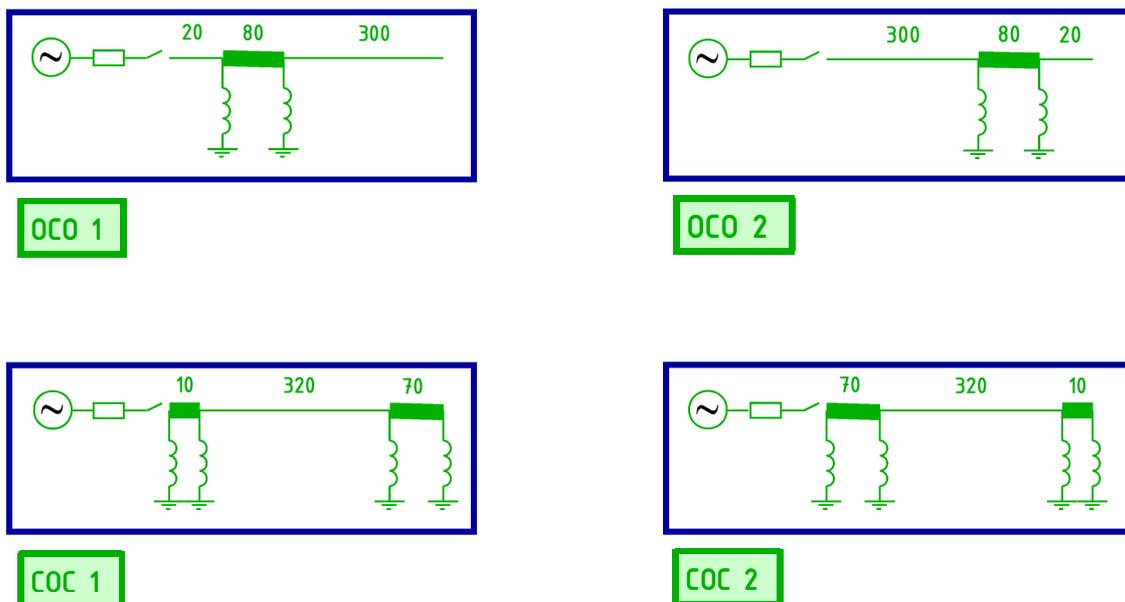
Inizialmente, vengono presentate le caratteristiche dei sistemi misti considerati: i due tratti di base (aereo e cavo) sono descritti attraverso i rispettivi dati fisici, segnalando i principali problemi legati alla modellazione. Lo studio è quindi suddiviso in due parti principali. Nella prima, l'energizzazione a vuoto delle linee miste è affrontata dal punto di vista transitorio: l'analisi, sviluppata in ATP/EMTP [5], è effettuata con accurate simulazioni, considerando per le linee di trasmissione modelli dipendenti dalla frequenza e ipotizzando due diversi valori di potenza di corto circuito all'estremità di partenza (che nello studio sarà assunto sempre come lato di energizzazione), cioè considerando alternativamente una rete forte (bassa impedenza di cortocircuito) e una rete debole (alta impedenza di cortocircuito). La seconda parte si riferisce invece all'energizzazione degli stessi sistemi misti considerati nella prima parte però questa volta dal punto di vista dello stato quasi stazionario: l'analisi, riguardante lo studio delle sovratensioni dell'estremità aperto (fenomeno noto anche come effetto Ferranti), viene svolta in Matlab [6], considerando le costanti quadripolari delle linee e di nuovo assumendo alternativamente diversi valori di potenza di corto circuito all'estremità di partenza.

Come anticipato, i sistemi di trasmissione misti in esame (400 kV-50 Hz) consistono essenzialmente di tratti aerei e di tratti in cavo. Il tratto di linea di tipo aereo (Fig. 74a) ha sostegni a traliccio, due funi di guardia e catene di isolatori in configurazione a V. I conduttori di fase sono disposti orizzontalmente: ogni fase consiste di un fascio di sub conduttori del tipo  $3 \times 585 \text{ mm}^2$ , costituiti da conduttori chukar ACSR in configurazione triangolare simmetrica. Il tratto di linea di tipo in cavo (Fig. 74b) è costituito da tre cavi XLPE single-core, con una sezione di  $2500 \text{ mm}^2$  in rame, interrati a una profondità di 1.5 m, in configurazione orizzontale piana con spaziatura tra una fase e l'altra di 35 cm. La compensazione reattiva è costituita da reattori shunt (SR) single-core a 400 kV con potenze nominali di 120, 190 e 220 MVAR: il grado di compensazione viene assunto circa il 100% della potenza reattiva totale richiesta dalle linee in cavo. I cavi di 10 km sono compensati con un solo reattore shunt da 120 MVAR installato all'estremità più lontana; i cavi di 70 km e di 80 km sono compensati con quattro reattori shunt rispettivamente di 190 MVAR e 220 MVAR, diviso su entrambe le estremità della linea in cavo. La linea aerea di 400 km è anche provvista di compensazione all'estremità di arrivo (nello studio considerata aperta – energizzazione a vuoto) con un solo reattore shunt di 120 MVAR.



**Fig. 74** Rappresentazione schematica dei tratti di linea simulati: a) disegno del tratto aereo; b) cross-section del tratto in cavo

Nello studio sono considerati complessivamente quattro diversi sistemi misti: due del tipo OCO (Overhead-Cable-Overhead) e due del tipo Cable-Overhead-Cable (COC). Un quinto sistema esclusivamente aereo (denominato per analogia OOO) di pari lunghezza totale è considerato nello studio per scopo di confronto. La Fig. 75 mostra una schematizzazione delle quattro configurazioni miste, mentre la Tab. 15 sintetizza il profilo delle configurazioni in esame riportando anche le lunghezze dei singoli tratti. Come è facile notare, le due configurazioni OCO e le due configurazioni COC hanno il primo e il terzo tratto invertiti, e in generale si può affermare che i sistemi OCO1 e COC1 sono caratterizzati da un tratto iniziale di modesta lunghezza, mentre i sistemi OCO2 e COC2 sono caratterizzati da un tratto iniziale di considerevole lunghezza.



**Fig. 75** Schematizzazione delle quattro configurazioni miste considerate nello studio: configurazioni superiori di tipo OCO; configurazioni inferiori di tipo COC

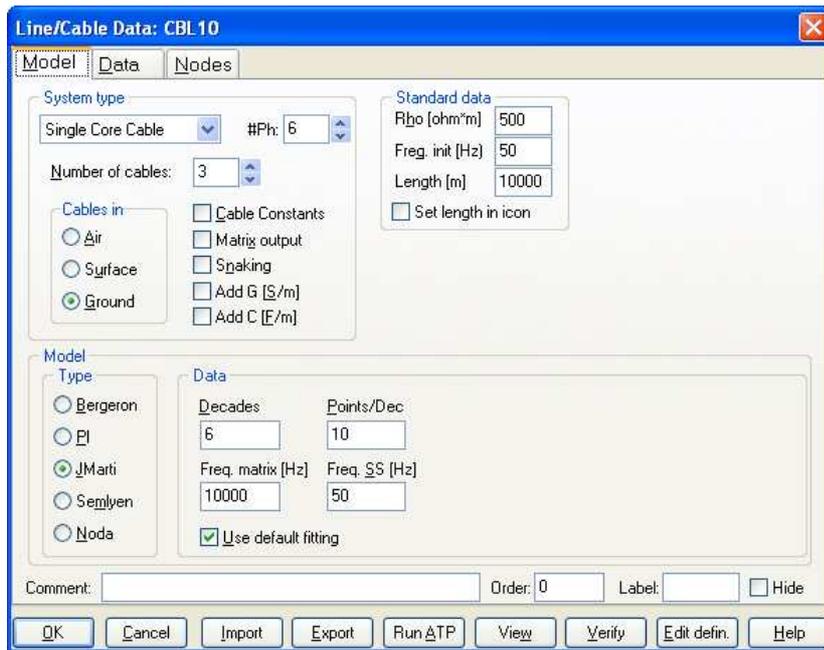
	<b>First stretch</b>	<b>Second stretch</b>	<b>Third stretch</b>
<b>OCO 1</b>	Overhead 20 km	Cable 80 km	Overhead 300 km
<b>OCO 2</b>	Overhead 300 km	Cable 80 km	Overhead 20 km
<b>COC 1</b>	Cable 10 km	Overhead 320 km	Cable 70 km
<b>COC 2</b>	Cable 70 km	Overhead 320 km	Cable 10 km
<b>OOO</b>	Overhead 400 km		

**Tab. 15 Profilo dei cinque sistemi analizzati**

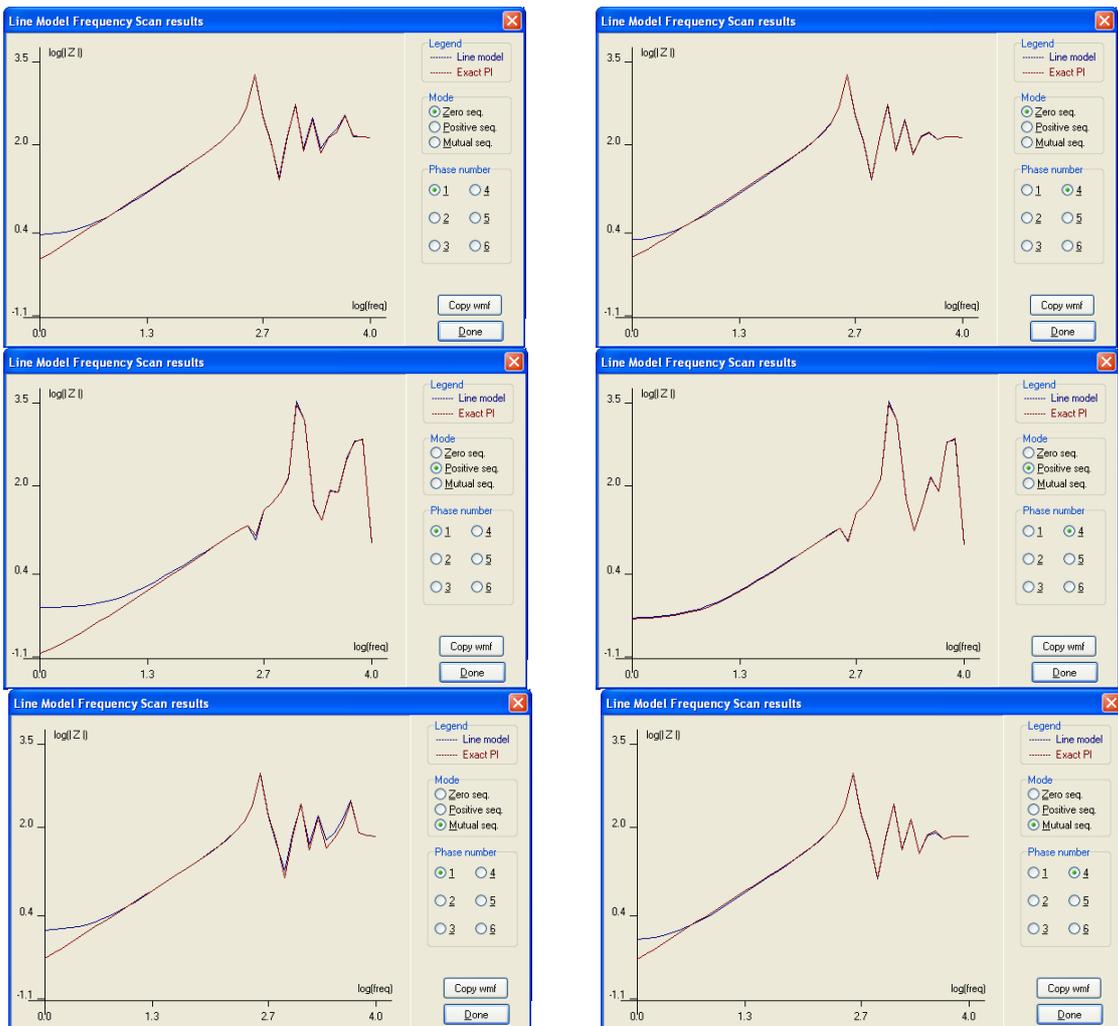
Come detto in precedenza, due diversi valori di potenza di cortocircuito al nodo di energizzazione (estremità di partenza) sono inclusi nello studio, considerando due casi estremi di rete debole e di rete forte: la potenza di cortocircuito  $P_{sc}$  per un sistema a 400 kV risulta essere compresa nel range 4000-30000 MVA. Questi due valori possono essere considerati come il più basso e il più alto valore di  $P_{sc}$  che si trovano nella rete italiana a 400 kV in condizioni normali di funzionamento, anche se in realtà la  $P_{sc}$  può arrivare fino a 35000 MVA [4]. Quindi, la reattanza  $X_w = 40 \Omega$  ( $L_w = 127.3$  mH) corrisponde alla rete debole ( $P_{scw} = 4000$  MVA), mentre la reattanza  $X_s = 5.3 \Omega$  ( $L_s = 16.98$  mH) corrisponde alla rete forte ( $P_{scs} = 30000$  MVA). I valori di reattanza si riferiscono alla frequenza industriale di 50 Hz e sono stati calcolati attraverso la seguente relazione:

$$X_{(s,w)} = \frac{V_r^2}{P_{sc(s,w)}} \quad (19)$$

Nell'analisi transitoria, le linee di trasmissione aeree sono simulate per mezzo di modelli frequenza-dipendenti, disponibile in ATP (noti anche come modelli JMarti) [5]. L'applicazione della modellazione JMarti alle linee in cavo è invece notoriamente difficile [7] [8], a causa del significativo spostamento modale presentato da un cavo al variare della frequenza che non può essere ben rappresentato attraverso una matrice di trasformazione costante (vale a dire con coefficienti indipendenti dalla frequenza) come lo è quella utilizzata nel modello JMarti [9]: tuttavia, le linee di trasmissione in cavo possono essere simulate con un certo grado di precisione attraverso modelli dipendenti dalla frequenza con una matrice di trasformazione calcolata a una data frequenza, scelta in modo appropriato in relazione al caso in esame: dal momento che in questo studio sono di interesse primi istanti di tempo del fenomeno di energizzazione della linea, questa frequenza è impostata a 10 kHz [10]. Per il raggiungimento di un accettabile grado di accuratezza, le linee in cavo sono state simulate con tratti di 10 km; l'applicazione del modello JMarti a un tratto di linea in cavo di 10 km, con frequenza della matrice di trasformazione fissata a 10 kHz (Fig. 76a), è stata verificata attraverso la subroutine XVerify messa a disposizione da ATPDraw, il preprocessore grafico di ATP/EMTP; le Fig. 76b mostrano i risultati dell'analisi frequenziale per la fase 1 (anima del cavo) e per la fase 4 (schermo del cavo) rispettivamente dell'impedenza alla sequenza zero, alla sequenza diretta e dell'impedenza mutua tra anima (fasi 1, 2 e 3) e schermo (fasi 4, 5 e 6).



a)



b)

**Fig. 76** Applicazione della subroutine XVerify: a) maschera del tratto elementare di cavo di 10 km; b) andamento dell'impedenza alla sequenza zero, alla sequenza diretta e impedenza mutua in funzione della frequenza

I reattori shunt sono simulati come tre unità single-core, attraverso un semplice modello [11] costituito da induttanze saturabili tra loro disaccoppiate, in parallelo con capacità di adeguato valore: la saturazione del nucleo è rappresentato secondo una caratteristica flusso-corrente divisa in due segmenti lineari, con la pendenza della seconda parte (presenza di saturazione) pari al 30% della pendenza della prima parte (assenza di saturazione) e un punto di ginocchio posto a 1.5 volte la tensione nominale; opportune capacità sono collegate in parallelo alle induttanze, con valori derivati da [12]. Le perdite del nucleo non sono prese in considerazione.

Rated voltage (kV)	Rating (Mvar)	Normal frequency (Hz)	Rated current (A)	Inductance (H)	Capacitance (nF)	Natural frequency (kHz)
765	150–300	60	113–226	5.17–10.35	1.7–4.0	1.1–1.7
735	330	60	259	4.34	4.1	1.2
525	135	60	148	5.43	1.8–4.0	1.1–1.6
400	120–200	50	173–289	2.55–4.25	1.9–3.2	1.4–2.3
236	125	60	306	1.18	2.1	3.2
132	55	50	240	1.0	1.3	4.4
115	25	60	126	1.4	2.9	2.5
60	20	60	190	0.48	2.0	5.1

**Tab. 16** Caratteristiche elettriche di reattori shunt per alta HV e altissima EHV tensione (in evidenza la riga utilizzata per calcolare le capacità dei reattori inclusi nelle simulazioni)

Nell'analisi in stato quasi stazionario, le linee di trasmissione (sia aree che in cavo) e i reattori shunt vengono simulati attraverso le costanti quadripolari dei circuiti equivalenti monofase a due porte, le quali sono calcolate a partire dai parametri equivalenti derivati dai modelli transitori, come verrà meglio chiarito più avanti. Le reti di alimentazione debole e forte sono simulate entrambe come una sorgente costante di tensione dietro la relativa impedenza di cortocircuito (o impedenza equivalente).

### V.3 ANALISI IN REGIME TRANSITORIO

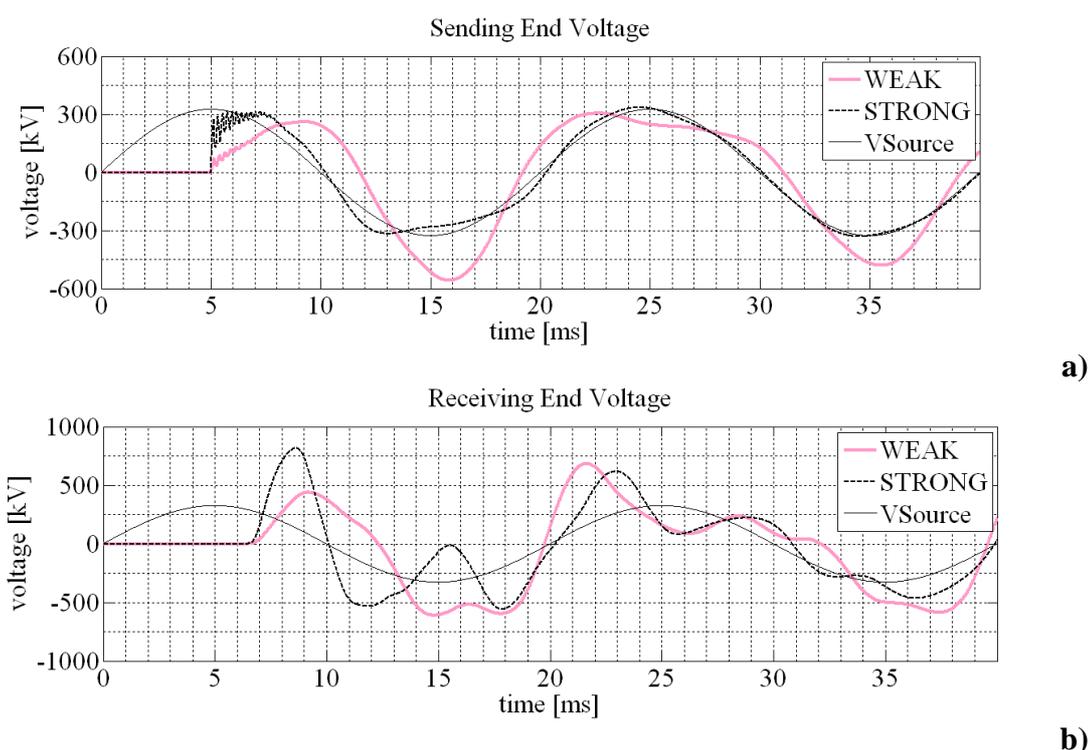
Il processo di energizzazione è legato a notevoli transitori di commutazione, causati dalle condizioni del sistema (potenza di cortocircuito del nodo di energizzazione, i parametri delle linee di trasmissione, la saturazione del nucleo ferromagnetico di trasformatori e reattori). Durante l'operazione di commutazione possono verificarsi ed essere particolarmente problematiche condizioni di risonanza [13], ma questi fenomeni armonici risultano al di là degli scopi di questo studio e non verranno presi in considerazione.

I risultati presentati e discussi di seguito possono essere correlati agli effetti delle riflessioni multiple che hanno luogo in una linea mista (discontinuità aereo-cavo), insieme con la grande differenza tra la lunghezza del primo e dell'ultimo tratto: una spiegazione dettagliata è data per i quattro sistemi misti considerati nello studio con l'aiuto di diagrammi di Bewley (anche detti diagrammi a graticcio) semplificati.

Nell'analisi transitoria viene adottato un approccio deterministico, con un'impostazione semplificata del problema: l'energizzazione della linea avviene nella simulazione dall'estremità di partenza (sending end), come detto in condizioni di assenza di carico, nel momento in cui la tensione della fase "a" è massima, con la chiusura istantanea e contemporanea ( $t_c=5$  ms) di tutti i poli dell'interruttore-switch. La sorgente di tensione dietro l'impedenza equivalente è rappresentata da un'onda sinusoidale ideale a 50 Hz con un valore di picco pari a  $400\sqrt{2}/\sqrt{3}=326.6$  kV; il rapporto X/R si assume circa 7. I risultati della simulazione per le cinque configurazioni in esame sono discussi di seguito.

### OCO1

Durante l'energizzazione, questo sistema è caratterizzato da una serie di riflessioni multiple all'interno del primo tratto aereo, in un arco di tempo ridotto dato il piccolo tempo di propagazione (velocità di propagazione prossima alla velocità della luce e lunghezza ridotta): queste riflessioni producono diverse onde di tensione che viaggiano dall'estremità di partenza verso l'estremità di arrivo, dove raddoppiano in valore. Questo è il motivo del significativo aumento osservato nella tensione dell'estremità di arrivo (Fig. 77). Le massime sovratensioni di energizzazione in valore assoluto sono:  $V_{Sx}=558$  kV e  $V_{Rx}=685$  kV per la rete debole;  $V_{Sx}=335$  kV e  $V_{Rx}=818$  kV per la rete forte.

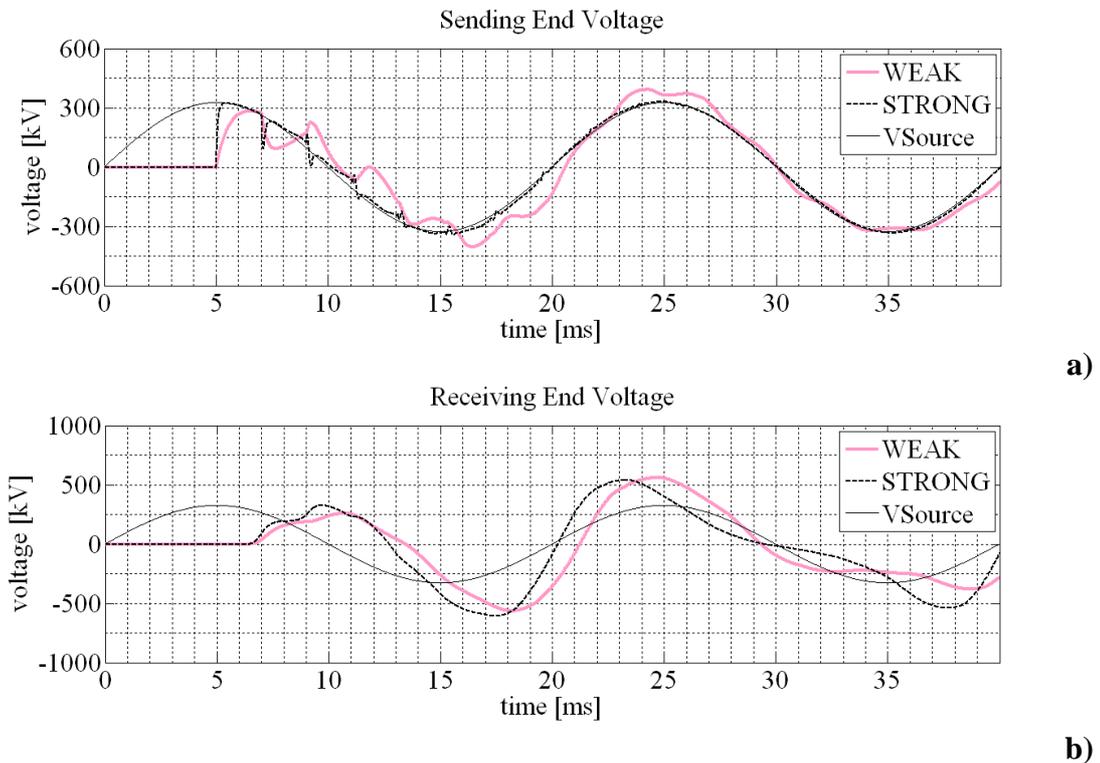


**Fig. 77** Energizzazione a vuoto del sistema OCO1 (20-80-300): a) tensione all'estremità di partenza; b) tensione all'estremità di arrivo

### OCO2

A differenza del sistema precedente, in questo caso non ci sono riflessioni multiple all'interno del primo tratto, ma esse si verificano nei primi millisecondi all'interno del secondo tratto aereo. Questa condizione porta ad avere onde di tensione che cambiano alternativamente il proprio segno: per questo motivo, queste riflessioni multiple non

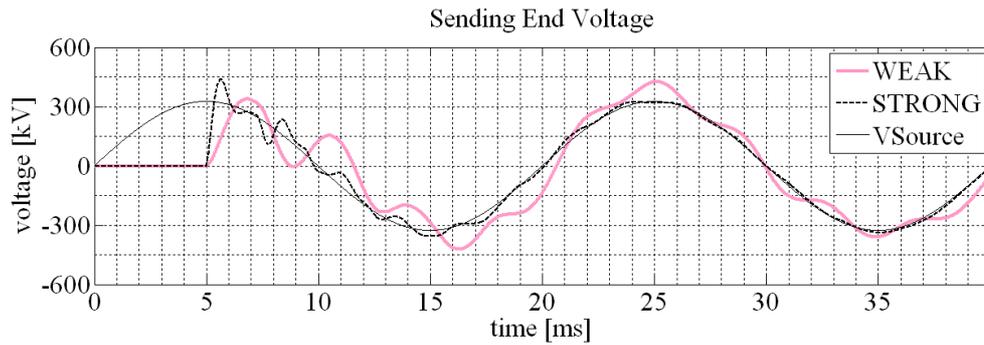
hanno gli stessi effetti di quelle che si verificano nel primo tratto aereo del sistema precedente, in quanto come detto e come meglio spiegato più avanti le onde di tensione che raddoppiano in valore all'estremità aperta sono di segno opposto. Ciò si traduce in minori sovratensioni all'estremità di arrivo (Fig. 78). Le massime sovratensioni di energizzazione in valore assoluto sono:  $V_{Sx}=403$  kV e  $V_{Rx}=564$  kV per la rete debole;  $V_{Sx}=343$  kV e  $V_{Rx}=608$  kV per la rete forte.



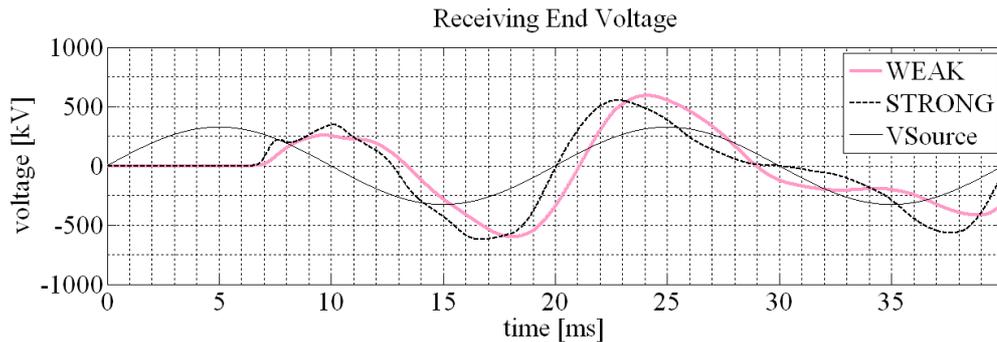
**Fig. 78 Energizzazione a vuoto del sistema OCO2 (300-80-20): a) tensione all'estremità di partenza; b) tensione all'estremità di arrivo**

### COC1

Durante l'energizzazione, questo sistema è caratterizzato da una serie di riflessioni multiple delle onde che viaggiano nel tratto primo in cavo, in una maniera che può dirsi simile a quella riscontrata per il sistema misto OCO1 prima analizzato. Tuttavia, ci sono due importanti differenze tra i due sistemi: in questo caso, il primo tratto di linea essendo in cavo ha un tempo di propagazione più lungo (circa 3 volte di quello della linea aerea), e le onde di tensione prodotte dalle riflessioni multiple, che viaggiano in direzione dell'estremità aperta dove raddoppiano in valore, hanno segni alternati. Questo produce sovratensioni di commutazione contenute all'estremità di arrivo (Fig. 79). Le massime sovratensioni di energizzazione in valore assoluto sono:  $V_{Sx}=425$  kV e  $V_{Rx}=600$  kV per la rete debole;  $V_{Sx}=438$  kV e  $V_{Rx}=623$  kV per la rete forte.



a)

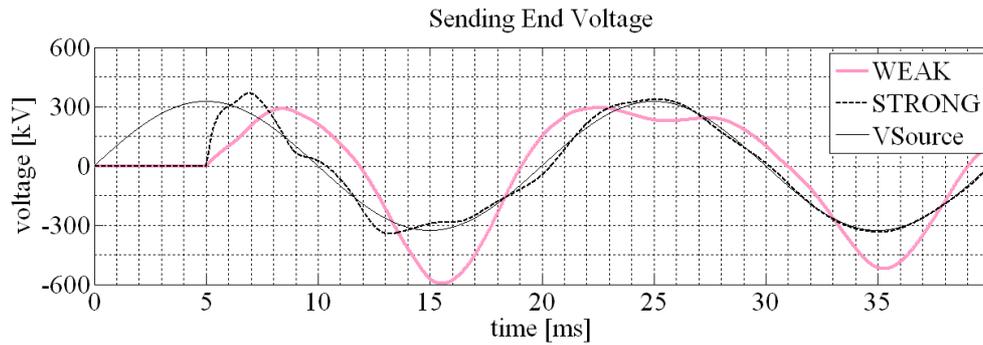


b)

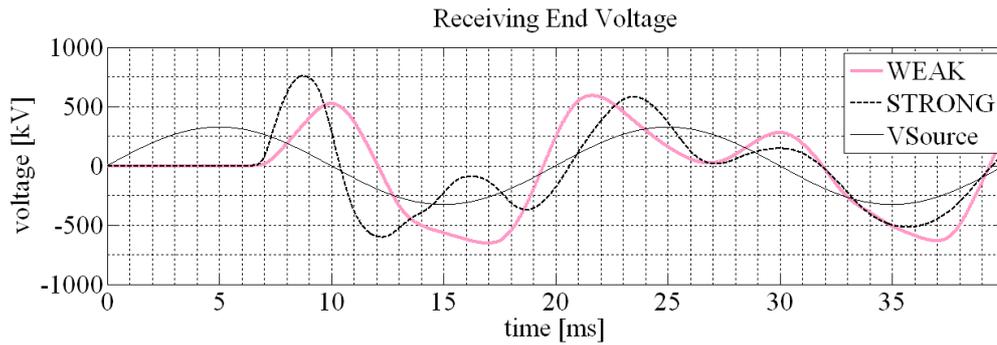
**Fig. 79** Energizzazione a vuoto del sistema COC1 (10-320-70): a) tensione all'estremità di partenza; b) tensione all'estremità di arrivo

## COC2

A differenza del sistema precedente, in questo caso non ci sono riflessioni multiple all'interno del primo tratto in cavo, ma esse si verificano all'interno del secondo tratto in cavo: le onde di tensione originate dalle riflessioni multiple hanno lo stesso segno, come verrà spiegato più avanti, quindi il loro effetto è un aumento delle sovratensioni di commutazione all'estremità di arrivo, sperimentato dal sistema misto nei primi millisecondi del transitorio (Fig. 80). Le massime sovratensioni di energizzazione in valore assoluto sono:  $V_{Sx}=595$  kV e  $V_{Rx}=654$  kV per la rete debole;  $V_{Sx}=367$  kV e  $V_{Rx}=756$  kV per la rete forte.



a)

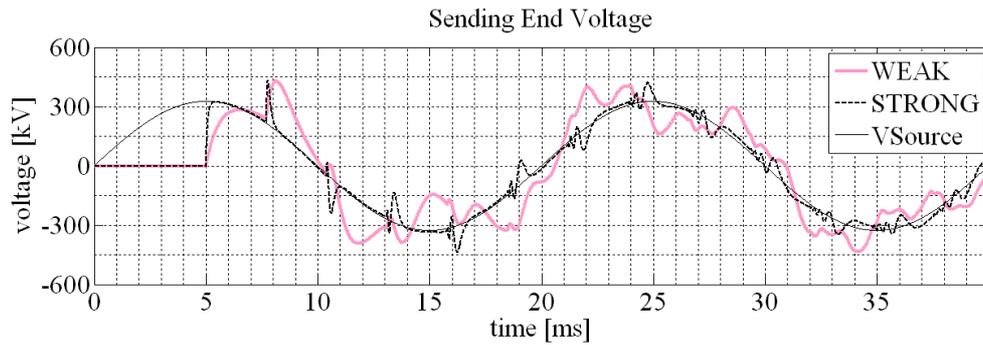


b)

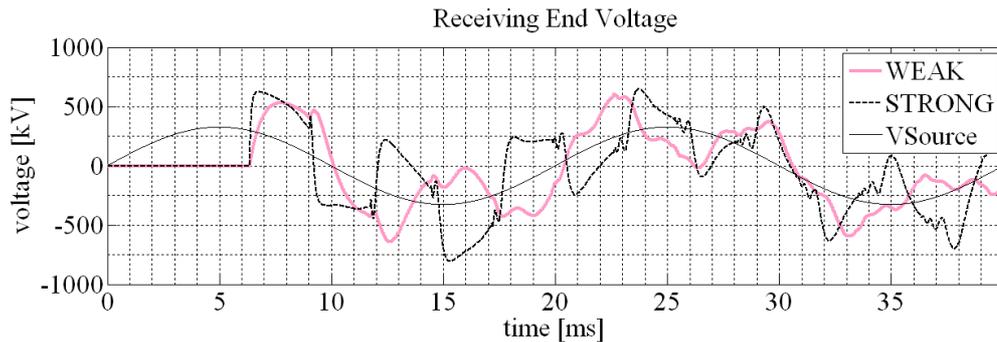
**Fig. 80** Energizzazione a vuoto del sistema COC2 (70-320-10): a) tensione all'estremità di partenza; b) tensione all'estremità di arrivo

**OOO**

L'energizzazione di una linea puramente aerea di pari lunghezza totale rispetto ai quattro sistemi misti prima analizzati è inclusa nello studio per scopo di confronto. A differenza dei quattro casi precedenti, sia la tensione alla partenza che quella all'arrivo sono caratterizzate da un basso smorzamento, a causa del mancato effetto di attenuazione offerto dal cavo [14] (Fig. 81). Le massime sovratensioni di energizzazione in valore assoluto sono:  $V_{Sx}=434$  kV e  $V_{Rx}=639$  kV per la rete debole;  $V_{Sx}=437$  kV e  $V_{Rx}=807$  kV per la rete forte.



a)



b)

**Fig. 81 Energizzazione a vuoto del sistema OOO (400): a) tensione all'estremità di partenza; b) tensione all'estremità di arrivo**

#### V.4 CONFRONTO E DISCUSSIONE

Le principali conclusioni dell'analisi transitoria possono essere collegate alle riflessioni multiple che si verificano nei sistemi misti analizzati. Da questo punto di vista, risultano molto utili per spiegare i risultati ottenuti i coefficienti di riflessione e di rifrazione (o anche di trasmissione), rispettivamente dati da:

$$\rho = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (20)$$

$$\sigma = \frac{2Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad (21)$$

dove  $Z_1$  e  $Z_2$  sono genericamente due impedenze di diverso valore incontrate dalle onde viaggianti di durante la loro propagazione.

Se l'onda di tensione incontra un tratto aereo seguito da un tratto in cavo (giunzione OC), si ha  $\rho_{OC} = -0.694$  e  $\sigma_{OC} = 0.306$ ; per contro, se l'onda di tensione incontra un tratto in cavo seguito da un tratto aereo (giunzione CO), si ha  $\rho_{CO} = 0.694$  e  $\sigma_{CO} = 1.694$ .

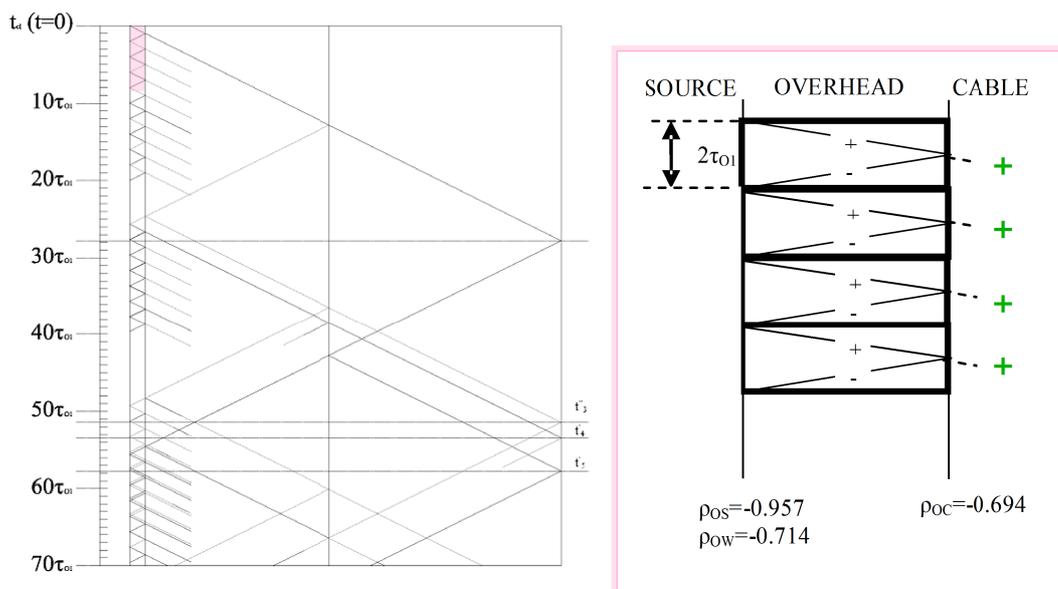
Per la discontinuità linea-rete incontrata dalle onde che viaggiano all'indietro (dall'arrivo alla partenza), si può notare che il coefficiente di riflessione  $\rho$  è sempre negativo (l'impedenza della rete è inferiore all'impedenza caratteristica delle linee di trasmissione in entrambi i casi di rete debole e di rete forte): per una discontinuità linea aerea-rete si ha  $\rho_{OS} = -0.957$  e  $\rho_{OW} = -0.714$ ; mentre per una discontinuità linea in cavo-rete si ha  $\rho_{CS} = -0.781$  e  $\rho_{CW} = -0.038$  (idealmente, per una rete a impedenza zero, vale a

dire un nodo con potenza di cortocircuito infinita, si ha  $\rho=-1$ , indipendentemente dal fatto che la linea sia aerea o in cavo).

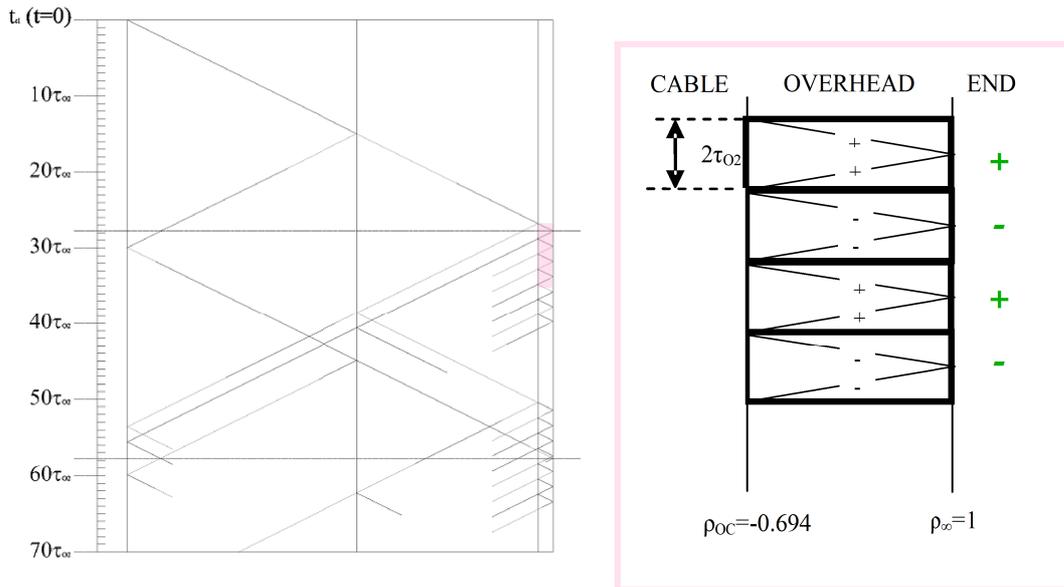
Al di là dei valori numerici qui riportati, quello che è importante notare è il segno di questi coefficienti, perché è sulla base di considerazioni centrate su di essi che è possibile spiegare il comportamento dei sistemi misti analizzati nell'intervallo di tempo di interesse (primi millisecondi). A tal fine, sono qui utilmente utilizzati i diagrammi parziali di Bewley.

Per il sistema misto OCO1 (20-80-300), le riflessioni multiple che si verificano durante i primi istanti di energizzazione danno origine a una serie di onde di tensione dello stesso segno, come mostrato in Fig. 82, che attraversano le due giunzioni OC e CO (entrambe aventi coefficiente di trasmissione  $\sigma$  positivo: le onde mantengono il proprio segno) e si dirigono verso l'estremità aperta, dove raddoppiano in valore con un conseguente notevole aumento della tensione all'estremità di arrivo.

Per il sistema misto OCO2 (300-80-20), queste riflessioni multiple ravvicinate nei primi istanti di tempo si verificano all'interno dell'ultimo tratto aereo, e producono onde di tensione aventi segno alterno, come illustra la Fig. 83: questo fa sì che queste onde alternativamente si sommino e si sottraggano tra di loro, complessivamente dando luogo a una ridotta sovratensione all'estremità di arrivo.



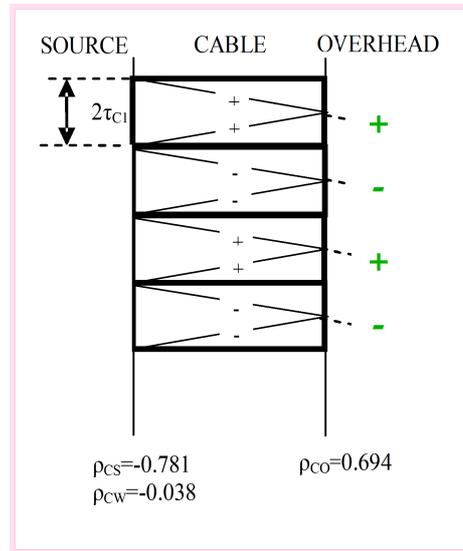
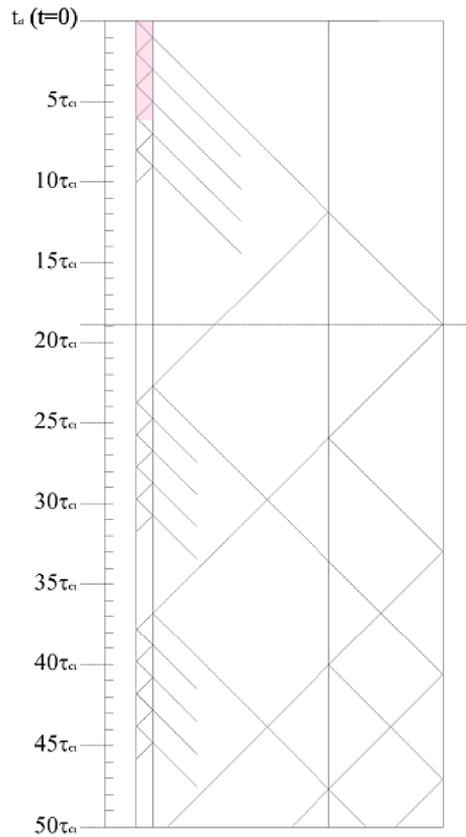
**Fig. 82** Diagramma di Bewley semplificato per l'analisi delle riflessioni multiple nel sistema OCO1 in funzione del tempo di propagazione del primo tratto aereo  $\tau_{oi}=0.068$  ms: a) diagramma complessivo; b) diagramma ridotto per l'analisi di una singola onda "intrappolata" nel primo tratto aereo



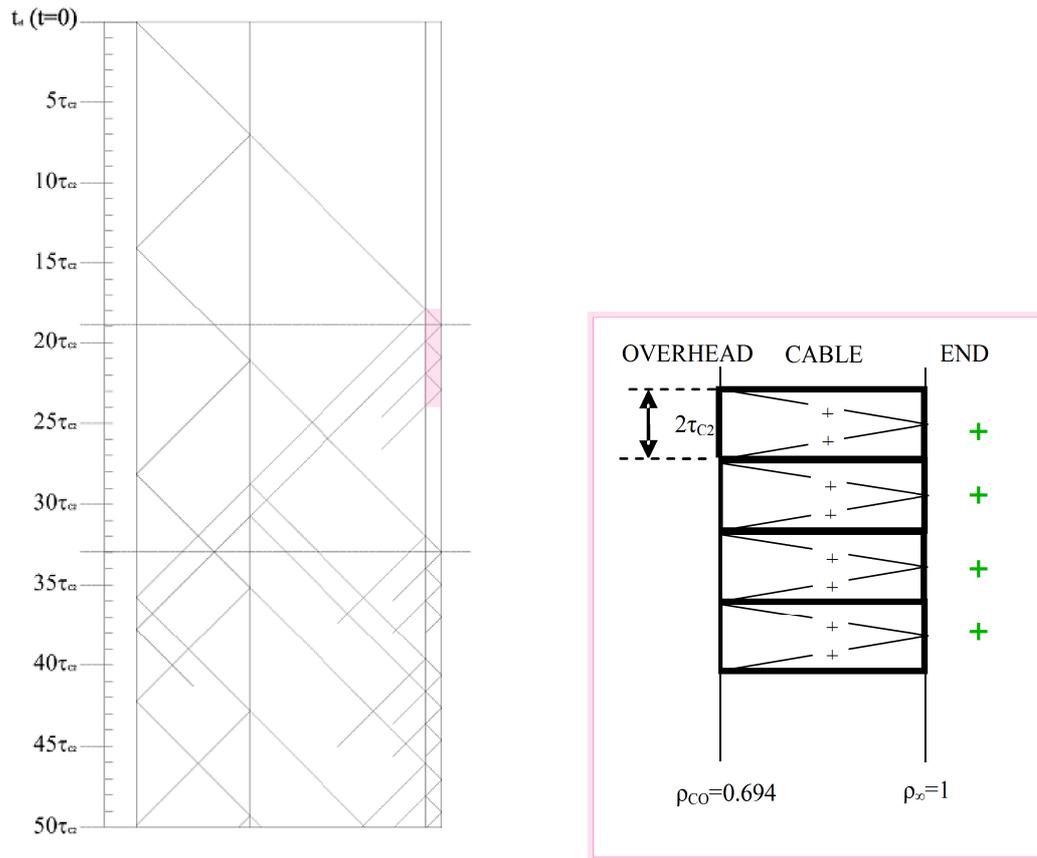
**Fig. 83 Diagramma di Bewley semplificato per l'analisi delle riflessioni multiple nel sistema OCO2 in funzione del tempo di propagazione del secondo tratto aereo  $\tau_{o2}=0.068$  ms: a) diagramma complessivo; b) diagramma ridotto per l'analisi di una singola onda "intrappolata" nel secondo tratto aereo**

Per il sistema misto COC1 (10-320-70), le riflessioni multiple che si verificano durante i primi istanti di energizzazione danno origine a una serie di onde di tensione in una maniera del tutto simile a quella vista per il sistema OCO1: tuttavia, queste onde si propagano con un maggiore tempo di propagazione, ma soprattutto si riflettono in corrispondenza di una discontinuità CO, con un coefficiente di riflessione  $\rho$  positivo (Fig. 84). Ciò implica che queste riflessioni producono onde di tensione di segno alterno: così il raddoppio all'estremità aperta è una volta positivo e una volta negativo, e la tensione dell'estremità di arrivo non raggiunge valori elevati.

Per il sistema misto COC2 (70-320-10), le riflessioni multiple si verificano all'interno dell'ultimo tratto in cavo: in questo caso, viene prodotta una serie di onde di tensione dello stesso segno (Fig. 85), le quali raddoppiano in valore all'estremità aperta dando luogo a notevoli valori di sovratensione all'estremità di arrivo.



**Fig. 84** Diagramma di Bewley semplificato per l'analisi delle riflessioni multiple nel sistema COC1 in funzione del tempo di propagazione del primo tratto in cavo  $\tau_{C1}=0.1$  ms: a) diagramma complessivo; b) diagramma ridotto per l'analisi di una singola onda "intrappolata" nel primo tratto in cavo



**Fig. 85 Diagramma di Bewley semplificato per l'analisi delle riflessioni multiple nel sistema COC2 in funzione del tempo di propagazione del secondo tratto in cavo  $\tau_{c2}=0.1$  ms: a) diagramma complessivo; b) diagramma ridotto per l'analisi di una singola onda "intrappolata" nel secondo tratto in cavo**

Dai risultati presentati si possono trarre le seguenti conclusioni: l'energizzazione a vuoto di lunghe linee miste implica per i sistemi OCO1 e COC2 i più alti valori di sovratensione all'estremità di arrivo, mentre i sistemi OCO2 e COC1 sono oggetto di minori sovratensioni: da questo punto di vista, è interessante notare che sia la tensione all'estremità di partenza che quella all'estremità di arrivo hanno un simile andamento transitorio per le due coppie di sistemi prima evidenziate (OCO1 e COC2: Fig. 77 e Fig. 80; OCO2 e COC1: Fig. 78 e Fig. 79), sia nel caso di rete forte che nel caso di rete debole.

La spiegazione di questo comportamento può essere rintracciata nella posizione del tratto più lungo di cavo all'interno del sistema misto: infatti, la posizione del tratto più lungo di cavo rispetto all'estremità di energizzazione altera qualitativamente il fenomeno delle riflessioni multiple e pertanto condiziona fortemente le sovratensioni che si verificano sul sistema a seguito dell'energizzazione. In base ai risultati ottenuti dall'analisi transitoria, si può trarre una prima conclusione: più lontano è il più lungo tratto in cavo dall'estremità di energizzazione, migliore è il comportamento transitorio del sistema. La Tab. 17 riassume i valori di sovratensione per i quattro sistemi misti analizzati, mentre la Fig. 86 fornisce una immediata visualizzazione grafica della precedente considerazione.

	MAXIMUM RECEIVING END OVERVOLTAGES [kV]	
	STRONG	WEAK
<b>OCO1</b>	818	685
<b>OCO2</b>	608	564
<b>COC1</b>	623	600
<b>COC2</b>	756	655

Tab. 17 Valori massimi delle sovratensioni all'estremità di arrivo per le quattro configurazioni analizzate, sia nel caso di rete forte che di rete debole

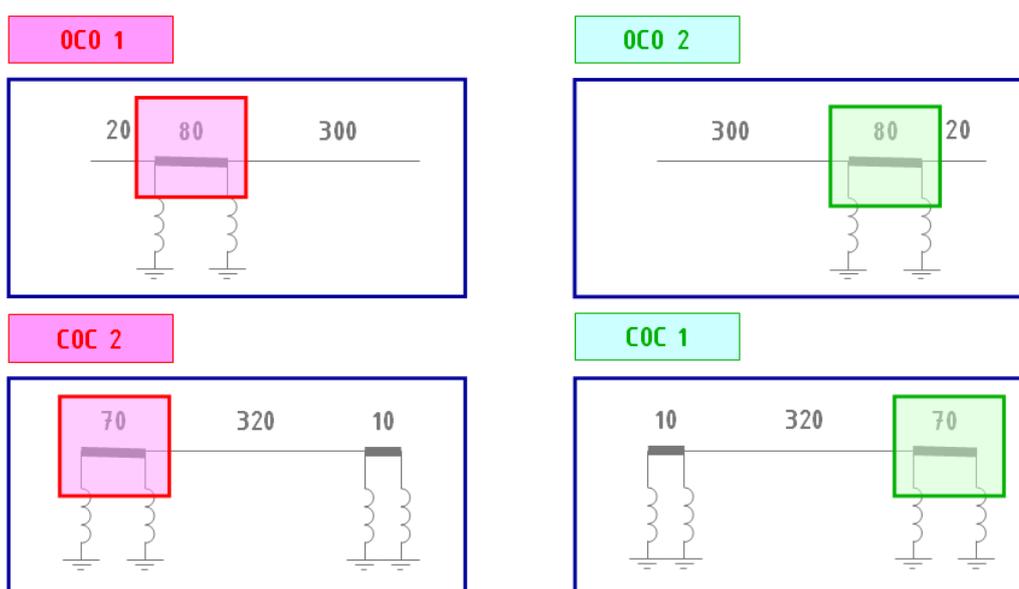


Fig. 86 Visualizzazione grafica della posizione del tratto di cavo più lungo all'interno del sistema misto: i sistemi che presentano il tratto di cavo con la maggiore lunghezza lontano dall'estremità di energizzazione (sistemi sulla destra OCO2 e COC1) presentano il miglior comportamento transitorio con i più bassi valori di sovratensione all'estremità di arrivo

## V.5 ANALISI IN REGIME QUASI STAZIONARIO

L'analisi dell'energizzazione dei cinque sistemi considerati nel paragrafo precedente viene affrontata anche dal punto di vista del comportamento quasi stazionario: l'analisi qui sviluppata si occupa infatti dello studio delle sovratensioni dell'estremità aperta a transitorio completato, fenomeno noto anche come effetto Ferranti (dal nome dell'ingegnere inglese Sebastian Ziani de Ferranti che osservò il fenomeno su una rete in cavo a Londra).

Lo schema base per il calcolo in stato quasi stazionario è mostrato in Fig. 87. Considerando alternativamente i due diversi valori di potenza di cortocircuito all'estremità di energizzazione (rete debole e rete forte), la sovratensione all'estremità di arrivo è calcolato in base alla seguente relazione:

$$E_{OR} = \frac{E_{OS}}{A} = \frac{E_{OS}}{A_M + jX_{SC} \cdot C_M} \quad (22)$$

dove  $E_{OR}$  è la tensione dell'estremità aperta,  $E_{OS}$  è la tensione dell'estremità di energizzazione, posta come riferimento e pari a 1 pu, e il parametro  $A$  del quadripolo equivalente è dato da  $A_M + jX_{SC} C_M$ , essendo  $A_M$  e  $C_M$  costanti quadripolari del circuito equivalente a due porte della cascata dei tratti aerei e in cavo della linea mista considerata. Le costanti quadripolari di ogni singolo tratto vengono calcolati mediante i parametri equivalenti elettrici delle linee di trasmissione in esame, riassunti in Tab. 18. I parametri elettrici riportati sono stati ottenuti per mezzo della subroutine LineCheck, disponibile in ATPDraw (preprocessore grafico di ATP/EMTP), calcolati in base alle caratteristiche fisiche dei singoli tratti come specificato in precedenza (Fig. 74).

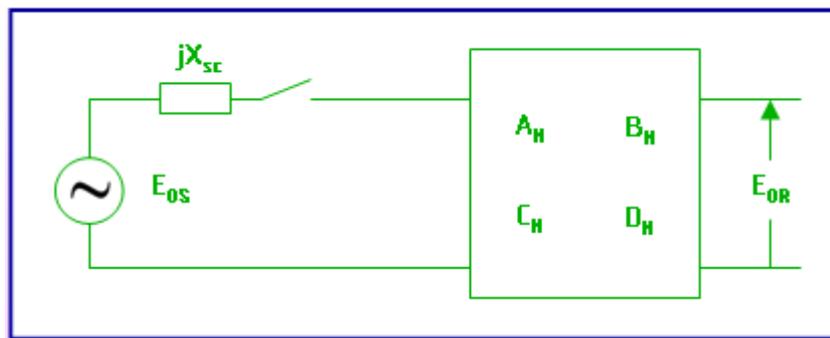


Fig. 87 Schema unifilare per il calcolo della sovratensione all'estremità aperta in caso di energizzazione a vuoto di una linea mista in condizioni di regime quasi stazionario

	OVERHEAD	CABLE
$r$ [ $\Omega$ /km]	0.0119	0.0072
$l$ [mH/km]	0.81	0.41
$c$ [nF/km]	14.2	220
$Z_c$ [ $\Omega$ ]	239.7	43.2
$v$ [m/ $\mu$ s]	293.95	105.29
$\tau$ [ $\mu$ s/km]	3.4	9.5

Tab. 18 Parametri alla sequenza diretta dei tratti aereo e in cavo ottenuti per mezzo della routine LineCheck disponibile in ATPDraw a partire dalle relative caratteristiche fisiche

La sovratensione temporanea all'estremità aperta della linea mista in seguito all'energizzazione a vuoto deve essere contenuta: la Norma italiana CEI 11-32 [15] suggerisce che la differenza tra l'ampiezza fasoriale per la tensione ai capi dell'interruttore di apertura della linea dovrebbe essere contenuta tra il 10% e il 30% della tensione nominale  $U_r$  del sistema. La differenza percentuale  $\Delta E\%$  può essere assunta come parametro per la quantificazione della sovratensione all'estremità aperta in caso di linea a vuoto, calcolandola come segue:

$$\Delta E_{\%} = \frac{E_{OR} - E_{OS}}{E_{OS}} \cdot 100 \quad (23)$$

La Tab. 19 riporta i risultati del calcolo per i cinque sistemi presi in considerazione: come si può vedere, l'analisi in regime quasi stazionario conferma l'idoneità dei sistemi misti OCO2 e COC1, vale a dire quei sistemi che hanno la maggior parte del tratto in cavo distante dall'estremità di energizzazione (Fig. 86); viceversa i sistemi misti OCO1 e COC2 presentano valori maggiori di sovratensione, a conferma dei risultati ottenuti dall'analisi transitoria.

L'analisi in regime quasi stazionario è stata ripetuta per tre differenti gradi di compensazione della potenza reattiva richiesta dai relativi tratti di linea in cavo: 90%, 100% e 110%. Per il livello di sottocompensazione (90%), i due sistemi OCO2 e COC1 presentano i più alti valori di  $\Delta E_{\%}$ , per esempio nel caso di rete forte rispettivamente 12.74% e 12.43% contro 9.48% e 9.66% dei sistemi OCO1 e COC2. Tuttavia, per il 100% di compensazione delle linee in cavo, la situazione si ribalta e i due sistemi OCO2 e COC1 mostrano una  $\Delta E_{\%}$  di poco inferiore rispetto a quella calcolata per i sistemi OCO1 e COC2 (circa 7% contro 8%, caso di rete forte). Ancora, per il livello di sovracompensazione (110%) il vantaggio dei sistemi OCO2 e COC1 rispetto ai sistemi OCO1 e COC2 aumenta notevolmente (circa 2% contro 7%, caso di rete forte).

Viene dunque confermata la considerazione riportata nel precedente paragrafo: più lontano è il tratto in cavo di maggiore lunghezza rispetto all'estremità di energizzazione, migliore è il comportamento del sistema misto.

	STRONG			WEAK		
	$\Delta E_{\%}$ 90%	$\Delta E_{\%}$ 100%	$\Delta E_{\%}$ 110%	$\Delta E_{\%}$ 90%	$\Delta E_{\%}$ 100%	$\Delta E_{\%}$ 110%
OCO 1	9.48	8.51	7.56	18.09	14.54	11.19
OCO 2	12.74	7.06	1.91	21.89	12.92	5.16
COC 1	12.43	7.10	2.25	21.50	12.97	5.53
COC 2	9.66	8.36	7.08	18.28	14.37	10.68
OOO	3.54	2.78	2.03	8.06	6.98	5.92

**Tab. 19** Valori di sovratensione all'estremità aperta per effetto Ferranti per le cinque configurazioni analizzate con differente grado di compensazione della potenza reattiva dei cavi

## V.6 CONCLUSIONI

Riassumendo dunque le principali conclusioni dello studio qui presentato, è possibile affermare che sia sotto l'aspetto del comportamento transitorio che sotto quello del comportamento in condizioni quasi stazionarie, i sistemi misti analizzati presentano importanti differenze durante l'operazione di energizzazione a vuoto. Considerate le caratteristiche dei sistemi presi in esame, si è visto che i sistemi misti aventi la maggior parte del tratto in cavo più lontana dall'estremità di energizzazione sono quei sistemi

che presentano il miglior comportamento, sia in transitorio che in stato quasi stazionario, in termini di valori delle sovratensioni a seguito dell'energizzazione. La differenza nella risposta dei sistemi analizzati può essere spiegata nell'analisi transitoria attraverso l'uso dei diagrammi di Bewley semplificati, i quali permettono di mettere in luce importanti caratteristiche delle onde di tensione viaggianti nella linea mista a seguito della chiusura dell'interruttore all'estremità di energizzazione. Come si è visto, il segno delle onde di tensione originate dalle riflessioni multiple in corrispondenza delle discontinuità incide sostanzialmente sul valore delle sovratensioni osservate all'estremità di arrivo. La principale causa di questo fenomeno è l'elevata differenza nelle lunghezze del primo e dell'ultimo tratto della linea mista (tratti tra loro omogenei): questa differenza incide notevolmente anche sulle costanti quadripolari del circuito a due porte equivalente della linea mista, portando nell'analisi in stato quasi stazionario alle stesse conclusioni ottenute nell'analisi transitoria. Viene confermato che più lontano è il cavo dall'estremità di energizzazione migliore è il comportamento del sistema in termini di sovratensioni. Questa considerazione può risultare molto utile in caso di linee miste molto lunghe con un esteso tratto di linea in cavo: su questa base, gli operatori di sistema possono scegliere la migliore configurazione e la migliore estremità di energizzazione ("best end switching").

Infine, sembra importante ricordare che bisogna comunque porre attenzione ad alcuni punti particolari: per esempio, le sovratensioni all'estremità di partenza, di sicuro inferiori in valore a quelle dell'estremità di arrivo ma in ogni caso da monitorare; la localizzazione dei reattori e l'eventuale grado di compensazione, entrambi fattori che hanno una significativa incidenza sulle sovratensioni per energizzazione; la presenza di scaricatori di tensione e il relativo assorbimento di energia. A proposito di quest'ultimo punto, nello studio non sono stati inclusi gli scaricatori di tensione in quanto lo scopo iniziale era quello di ricercare e quindi evidenziare le eventuali differenze riscontrate durante il processo di energizzazione a vuoto tra una serie di sistemi misti appositamente scelti. Se nei modelli fossero stati inseriti gli scaricatori di tensione, si avrebbe avuto come è ovvio una riduzione delle sovratensioni osservate sul sistema: allora, per evidenziare le differenze tra un sistema e l'altro, sarebbe stato necessario ragionare in termini di energia assorbita dallo scaricatore piuttosto che sui valori di sovratensioni, parametro che è stato ritenuto più immediato del primo per la comprensione e la visualizzazione dei risultati.

## V.7 BIBLIOGRAFIA

- [1] S. Lam-Du, T. Tran-Quoc, T. Huyn-Van, J.C. Sabonnadiere, H. Vo-Van-Huy, L. Pham-Ngoc, "Insulation coordination study of a 220 kV cable-line", IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2000, vol. 3, January 2000, pp. 2082 - 2086.
- [2] T. Judendorfer, S. Pack, M. Muhr, "Aspects of High Voltage Cable Sections in Modern Overhead Line Transmission Systems", 2008 International Conference on High Voltage Engineering and Application, Chongqing, China, November 2008, pp. 71-75.
- [3] R. Benato, A. Paolucci, "Operating Capability of Long AC EHV Transmission Cables", Electric Power System Research, vol. 75, July 2005, pp. 17-27.

- [4] L. Colla, S. Lauria, F. M. Gatta, “Shunt compensation of EHV Cables and Mixed Overhead-Cable Lines”, IEEE Power Tech 2007, Lausanne, Switzerland, July 2007, pp. 1344-1349.
- [5] Canadian/American EMTP User Group, “ATP Rule Book”, Portland, Oregon USA, revised and distributed by the EEUG Association, 2006.
- [6] Matlab – Getting Started Guide, The MathWorks, Inc.
- [7] M. Kizilcay, “Switching Overvoltages in a 400- kV Cable System”, 16th Power Systems Computation Conference (PSCC 2008), Glasgow, Scotland, July 14-18, 2008.
- [8] A. Ametani, Y. Miyamoto, N. Nagaoka, “Semiconducting layer impedance and its effect on cable wave-propagation and transient characteristics”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 19, no. 4 October 2004, pp. 1523-1531.
- [9] A. Hayati Soloot, A. Gholami, E. Agheb, A. Ghorbandaeipour, P. Mokhtari, “Investigation of Transmission Line Overvoltages and their Deduction Approach”, International Journal of Electrical Power and Energy Systems Engineering, vol. 3 no. 1, Winter 2010, pp. 18-26.
- [10] M. Z. [Daud](#), P. [Ciufu](#), S. [Perera](#), “Investigation on the suitability of PSCAD/EMTDC models to study energization transients of 132 kV underground cables”, Australasian Universities Power Engineering Conference 2008 (AUPEC '08), Sydney, Australia, December 2008, pp. 1-6.
- [11] L. Prikler, G. Bán and G. Bánfai, “EMTP models for simulation of shunt reactor switching transients”, International Journal of Electrical Power & Energy Systems, vol. 19, n. 4, May 1997, pp. 235-240.
- [12] IEEE Std C37.015-2009 (Revision of IEEE Std C37.015-1993), IEEE Application Guide for Shunt Reactor Switching, IEEE Standards, February 2010.
- [13] L. Colla, S. Lauria, F. M. Gatta, “Temporary Overvoltages due to Harmonic Resonance in Long EHV Cables”, International Conference on Power System Transients (IPST'07), Lione, France, June 2007.
- [14] M. Marzinotto, C. Mazzetti, “Overvoltage attenuation in power cable lines – A simplified estimation method”, Electric Power System Research, vol. 80, December 2009, pp. 506-513.
- [15] Italian Standard CEI 11-32/1: Impianti di produzione allacciati alla rete pubblica di terza categoria, Parte 1", 2nd ed., February 1999.

# CONCLUSIONI

---

Negli ultimi anni, la realizzazione di nuove linee aeree di trasmissione ha incontrato sempre più difficoltà; ciò è dovuto principalmente alla crescita del livello di attenzione dell'opinione pubblica nei confronti delle problematiche sollevate dalla costruzione di nuove linee: in particolare, l'emissione di campi elettromagnetici da parte degli elettrodotti e l'impatto territoriale delle linee aeree. Le esigenze di ampliamento e rafforzamento hanno spinto allora pianificatori ed esercenti a orientarsi verso nuove soluzioni: tra queste, una delle più importanti è il ricorso a linee in cavo ad alta e altissima tensione.

L'impiego di linee in cavo ha permesso di superare tali difficoltà. Ma, allo stesso tempo, la coesistenza nei sistemi di trasmissione dell'energia elettrica di linee in cavo e linee aeree, in quelle che vengono chiamate linee miste, ha posto all'attenzione degli esperti del settore una serie di problematiche di carattere tecnico-economico riguardanti in generale l'esercizio del sistema misto. In particolare, gli aspetti inerenti alla compatibilità elettromagnetica delle linee di trasmissione rivestono notevole importanza, in quanto sono spesso origine di difficoltà nella costruzione di nuove linee. Altrettanto importanti sono le problematiche inerenti il comportamento a regime delle linee miste: esse sono oggetto di profonda attenzione e riguardano le prestazioni ottenibili con una linea mista aereo-cavo. Questi aspetti sono stati richiamati nel primo capitolo della Tesi, in cui sono stati discussi i principali punti di interesse.

Il comportamento in condizioni transitorie di sistemi di potenza comprendenti linee miste è stato oggetto della Tesi ed è stato affrontato suddividendo lo studio nei suoi due principali aspetti: i transitori elettromeccanici e quelli elettromagnetici.

Nell'ambito dei transitori elettromeccanici, lo studio di un sistema SMIB comprendente una linea mista aereo-cavo-aereo, effettuato attraverso un'analisi di sensitività, ha mostrato che il comportamento transitorio di una linea mista compensata con reattori shunt è assimilabile a quello di una linea aerea "equivalente". Tuttavia, è stato notato come la sovracompensazione della linea mista possa condurre a un netto miglioramento della stabilità transitoria del sistema. Su questa base ha preso avvio un altro studio riguardante i transitori elettromeccanici: una strategia di controllo da operare sui reattori shunt presenti nelle linee miste è stata presentata e discussa nella propria applicabilità: è stato dimostrato, tanto per sistemi semplici che per sistemi complessi, che la commutazione (switching) dei reattori modifica il comportamento transitorio del sistema e può avere un effetto positivo sulla stabilità del sistema. I risultati ottenuti hanno mostrato come l'operazione sui reattori shunt risulti critica per il successo del controllo di emergenza. Come visto, scegliere una strategia di controllo adeguata, in termini di istanti di switching e potenza reattiva coinvolta nell'operazione, determina il

miglioramento della stabilità del sistema, evitando la separazione angolare e sostenendo la ripresa del sistema.

Nell'ambito dei transitori elettromagnetici, sono stati condotti due differenti studi, uno relativo alle sovratensioni di origine esterna, l'altro relativo alle sovratensioni di origine interna. Il primo riguarda la fulminazione diretta su una linea mista aereo-cavo ed è stato effettuato considerando due possibili eventi in seguito al fenomeno atmosferico, vale a dire la fulminazione diretta sul conduttore di fase (shielding failure) e la fulminazione sulla cima del sostegno con possibilità di backflashover dell'isolamento. Dai risultati ottenuti è stato possibile affermare che l'evento di shielding failure non rappresenta un evento critico per la linea mista, con valori massimi di sovratensione comunque contenuti entro il relativo livello di protezione della linea in cavo; l'evento di backflashover è particolarmente improbabile, in quanto si verifica nelle simulazioni soltanto forme d'onda dell'impulso del tipo veloce e per elevati valori della corrente di picco; la presenza di scaricatori di tensione a protezione dei reattori shunt non ha alcuna influenza sul picco iniziale della tensione alla cima del sostegno interessato dalla fulminazione, mentre invece scaricatori installati all'estremità di partenza della linea in cavo determinano una riduzione della tensione alla base del sostegno. Il secondo studio affrontato nell'ambito dei transitori elettromagnetici riguarda le sovratensioni in seguito all'energizzazione a vuoto di lunghe linee miste ad altissima tensione. Dai risultati ottenuti è stato possibile concludere che le configurazioni miste aventi la maggior parte del tratto in cavo lontana dall'estremità di energizzazione sono quei sistemi che presentano il miglior comportamento, tanto in transitorio quanto in stato quasi stazionario, in termini di valori delle sovratensioni osservati in seguito all'energizzazione. La differenza nella risposta dei sistemi analizzati è stata spiegata nell'analisi transitoria attraverso l'uso dei diagrammi di Bewley semplificati, mentre nell'analisi in stato quasi stazionario è stata spiegata attraverso l'uso delle costanti quadripolari del circuito equivalente.