

POLITECNICO DI TORINO
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Elettrica



**Modellazione e analisi degli effetti delle
correnti geomagneticamente indotte su
trasformatori di potenza mediante
Simulink/Simscape**

Relatori:

Prof. Canova Aldo

Ing. Crispino Michela

Candidato:

Dado Antonio

Matricola:

332099

Anno Accademico 2025 - 2026

Abstract

Le *Geomagnetically Induced Currents* (GIC) rappresentano una minaccia crescente per l'affidabilità dei sistemi elettrici di trasmissione ad altissima tensione. Originate dalle tempeste geomagnetiche, tali correnti quasi-continue interessano in modo critico i trasformatori di potenza, spostandone il punto di lavoro magnetico e spingendo il nucleo ferromagnetico in una condizione di saturazione asimmetrica di semiperiodo (*half-cycle saturation*), con conseguente esasperazione dell'assorbimento di potenza reattiva, distorsione armonica e incremento delle perdite.

Il presente lavoro affronta il problema con una prospettiva analitica fortemente incentrata sulla macchina. L'obiettivo non risiede nella ricostruzione su vasta scala della propagazione delle GIC nella rete, né nella modellazione geoelettrica a livello di sistema, bensì nella valutazione puntuale della suscettibilità intrinseca del trasformatore a una corrente continua prescritta applicata al neutro dell'avvolgimento primario. Tale scelta metodologica consente di isolare la risposta elettromagnetica della macchina e di correlarla direttamente con le sue caratteristiche costruttive, geometriche e topologiche. Coerentemente con il principio per cui la severità del fenomeno non può essere colta da una singola variabile, la trattazione adotta un approccio multimetrico e multi-dominio, che procede dalle grandezze elettriche esterne viste dalla rete alle grandezze magnetiche interne, fino alla scomposizione spettrale delle correnti terminali.

A partire da dati reali di trasformatori industriali d'alta tensione, è stato sviluppato un framework di simulazione avanzato in ambiente MATLAB Simulink/Simscape, finalizzato all'analisi comparativa di otto configurazioni costruttive: trasformatori a due avvolgimenti, autotrasformatori e una macchina a tre avvolgimenti analizzata a coppie. Lo studio pone a confronto diretto le principali architetture di circuito magnetico, ovvero il nucleo trifase a 3 colonne, la struttura a 5 colonne e il banco trimonofase, mediante uno sweep parametrico dell'ampiezza della GIC (50, 100, 200 e 300 A) e un insieme organico di metriche elettriche, magnetiche e armoniche.

I risultati confermano che la vulnerabilità di un trasformatore alle GIC non dipende dalla sola intensità della forzante, ma è intimamente legata alla topologia del circuito magnetico e alla configurazione degli avvolgimenti. Le macchine a 5 colonne e i banchi monofase, dotati di percorsi di ritorno a bassa riluttanza per il flusso omopolare, manifestano una marcata propensione alla saturazione profonda, con assorbimenti impulsivi di corrente magnetizzante e incrementi consistenti di potenza reattiva. L'analisi temporale ravvicinata rivela inoltre la caratteristica distorsione a “doppio picco” indotta dalla saturazione sequenziale delle colonne principali e dei percorsi di ritorno a sezione ridotta. Al contrario, il nucleo a 3 colonne, privo di vie di richiusura ferromagnetiche per il flusso continuo, agisce da filtro topologico naturale, esibendo una sostanziale immunità. Infine, l'analisi spettrale dimostra il ruolo determinante del gruppo di collegamento del secondario nella propagazione armonica verso la rete a valle, evidenziando come la connessione a stella con neutro a terra rappresenti la configurazione più critica in termini di *power quality*.

Sulla base delle evidenze numeriche, il lavoro formula proposte concrete per la progettazione di macchine resilienti alle GIC e per l'aggiornamento dei protocolli di collaudo in fabbrica (*Factory Acceptance Tests*), integrandole con le strategie di mitigazione a livello di sistema. Il contributo principale risiede dunque nella definizione di una metodologia di simulazione comparativa rigorosa, capace di interpretare il problema delle GIC in termini di risposta strutturale della macchina e di fornire strumenti quantitativi per l'irrobustimento delle reti di trasmissione.

La tesi è organizzata in quattro capitoli: il primo inquadra la fenomenologia dello *space weather* e la vulnerabilità dei sistemi elettrici; il secondo descrive lo sviluppo del modello Simulink/Simscape e la parametrizzazione delle macchine di riferimento; il terzo presenta e discute i risultati delle campagne parametriche; il quarto raccoglie le conclusioni complessive e le proposte progettuali e di collaudo, integrandole con le strategie di mitigazione a livello di sistema.

Indice

Abstract	i
1 Tempeste geomagnetiche, correnti geomagneticamente indotte e vulnerabilità dei sistemi elettrici	1
1.1 Introduzione	1
1.2 Dallo space weather alle correnti geomagneticamente indotte	2
1.2.1 Origine solare del fenomeno	2
1.2.2 Campo geoelettrico e nascita delle GIC	3
1.2.3 Rilevanza del fenomeno anche oltre le alte latitudini	4
1.3 Perché i trasformatori sono i componenti più critici	5
1.4 Effetti sul sistema elettrico: stabilità, protezioni e power quality	6
1.5 Stato dell'arte delle strategie di mitigazione	7
1.6 Necessità di irrobustire la rete e di progettare trasformatori più robusti ai GIC .	9
1.7 Posizionamento del lavoro di tesi	9
2 Sviluppo del modello Simulink/Simscape per l'analisi degli effetti GIC	11
2.1 Parametri ricavati e logica generale di parametrizzazione	12
2.2 Architettura top-level del modello	21
2.2.1 Sorgente trifase e blocco di misura lato alimentazione	22
2.2.2 Ramo GIC e misure lato alimentazione	24
2.2.3 Sottosistemi di misura e di carico	24
2.2.4 Articolazione generale del TransformerSystem	26
2.2.5 Trasformatori a due avvolgimenti (Commesse 1, 2 e 3)	27
2.2.6 Autotrasformatori (Commesse 4 e 5)	28
2.2.7 Sottocasi della macrocommessa a tre avvolgimenti (Casi 61, 62 e 63) .	30

2.2.8	Costruzione della parte magnetica interna dei nuclei	32
2.3	Strategia generale di gestione delle varianti	36
2.4	Validazione numerica dei gruppi vettoriali	37
2.5	Metriche adottate nella tesi	39
2.6	Campagne di simulazione e impostazione temporale	48
3	Risultati delle campagne parametriche	51
3.1	Caratterizzazione delle macchine in condizioni di riferimento	52
3.1.1	Grandezze elettriche macroscopiche e dissipazioni termiche	52
3.1.2	Assetto magnetico e ripartizione naturale dei flussi	53
3.1.3	Firma armonica della macchina non perturbata	56
3.2	Impatto macroscopico sulla rete elettrica	58
3.2.1	Impatto macroscopico sulla rete di trasmissione: dinamica delle potenze, tensione e corrente magnetizzante	58
3.2.2	Analisi degli effetti termici: variazione delle perdite Joule negli avvolgi- menti	65
3.3	Topologia costruttiva del nucleo e ripartizione dei flussi omopolari	67
3.3.1	Indicatori specifici del materiale: perdite nel ferro e potenza apparente specifica	73
3.4	Analisi armonica spettrale a regime deformato	75
3.4.1	Spettro armonico della corrente magnetizzante interna	76
3.4.2	Propagazione armonica al nodo primario (Lato Sorgente)	77
3.4.3	Distorsione di linea al nodo secondario (Lato Carico)	79
3.5	Analisi temporale della distorsione: dal regime nominale all'half-cycle saturation	82
3.5.1	Deriva dell'induzione magnetica e bias continuo	83
3.5.2	Impennata della corrente magnetizzante e dinamica del nucleo a 5 colonne	84
3.5.3	Distorsione sui terminali di Rete e di Carico	87
3.5.4	Scomposizione armonica nel dominio del tempo e propagazione al secondario a stella	90
4	Conclusioni e Prospettive Future	95
4.1	Sintesi dei risultati simulativi e confronto tra architetture	95
4.2	Proposte per la progettazione in regioni ad alto rischio GIC	97

4.2.1	Ottimizzazione del circuito magnetico	98
4.2.2	Gestione dei flussi dispersi e dimensionamento termico	99
4.3	Interventi sul processo di Testing in Fabbrica (FAT)	102
4.4	Integrazione con le strategie di mitigazione a livello di sistema	103
4.5	Conclusioni finali	104

Elenco delle figure

1.1	Schema qualitativo della catena fisica che collega l'attività solare all'insorgenza di perturbazioni geomagnetiche e, infine, alle correnti geomagneticamente indotte nelle infrastrutture terrestri.	3
1.2	Andamento qualitativo della corrente magnetizzante di un trasformatore in condizioni di saturazione asimmetrica di semiperiodo (<i>half-cycle saturation</i>) indotta da GIC, adattata da [1].	5
2.1	Architettura top-level del modello Simulink/Simscape. La catena funzionale comprende la sorgente trifase equivalente con rampa di accensione, l'interfaccia di misura lato sorgente, il ramo di iniezione GIC connesso in derivazione sul neutro del primario, il sottosistema <code>TransformerSystem</code> , il blocco di misura lato carico e il carico stesso di chiusura del sistema.	22
2.2	Schema interno della variante <code>TR_2W_YNd1</code> , utilizzata per le commesse 1 e 3. Il modello rappresenta un trasformatore trifase a due avvolgimenti, con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd1 (indice orario 1).	28
2.3	Schema interno della variante <code>TR_2W_YNd11</code> , utilizzata per la commessa 2. Il modello rappresenta un trasformatore trifase a due avvolgimenti, con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd11 (indice orario 11).	28
2.4	Schema interno della variante <code>ATR_3PH_3COL</code> , utilizzata per la commessa 4. Il modello rappresenta un autotrasformatore trifase a due avvolgimenti attivi (serie e comune), con primario e secondario a stella riferiti al medesimo neutro accessibile, secondo il gruppo vettoriale YNa0 (indice orario 0).	30

2.5	Schema interno della variante ATR_1PH_3COL_BANK, utilizzata per la commessa 5. Il modello rappresenta un autotrasformatore trifase a due avvolgimenti attivi (serie e comune), con primario e secondario a stella riferiti al medesimo neutro accessibile, secondo il gruppo vettoriale YNa0 (indice orario 0).	30
2.6	Schema interno della variante TR_3W_61, utilizzata per il caso 61. Il modello rappresenta la macchina a due avvolgimenti attivi (W_1_* e W_2_*), con primario a stella con neutro accessibile e secondario a stella con neutro connesso a terra, secondo il gruppo vettoriale YNyn0 (indice orario 0).	32
2.7	Schema interno della variante TR_3W_62, utilizzata per il caso 62. Il modello rappresenta la macchina a due avvolgimenti attivi (W_1_* e W_3_*), con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd5 (indice orario 5).	32
2.8	Architettura del circuito magnetico a 3 colonne (<i>3-limb</i>) integrato nel sottosistema della commessa 4. Le riluttanze non lineari modellano le colonne e i gioghi ferromagnetici, mentre i rami esterni simulano il percorso di ritorno esterno del flusso attraverso l'olio e la cassa (ramo equivalente non ferromagnetico).	35
2.9	Architettura del circuito magnetico a 5 colonne (<i>5-limb</i>) integrato nei sottosistemi delle commesse 1, 2, 3 e 6. Oltre alle colonne principali e ai gioghi, le colonne laterali in ferro partecipano alla saturazione, affiancate dai rami lineari per il ritorno esterno in olio e cassa.	35
2.10	Layout del circuito magnetico del nucleo trimonofase associato alla commessa 5, focalizzato sulla singola unità monofase indipendente. Lo schema evidenzia la colonna principale, i due rami laterali ferromagnetici di richiusura in ferro e i due condotti lineari addizionali per il ritorno esterno in olio e cassa.	36
3.1	Incremento differenziale del picco della corrente magnetizzante (Delta_Imag_pk_A).	59
3.2	Variazione dell'assorbimento di potenza reattiva fondamentale (Delta_Q_MVAR).	61
3.3	Caduta di tensione percentuale lato sorgente (Delta_V_percentuale).	63
3.4	Variazione netta della potenza attiva fondamentale assorbita lato sorgente (Delta_P_MW).	63
3.5	Incremento differenziale delle perdite Joule negli avvolgimenti (Delta_Pcu_kW).	65
3.6	Flusso magnetico nei rami di ritorno esterni in ferro (Phi_Ret_Fe_Wb).	69

3.7	Andamento del flusso magnetico totale (AC+DC) nelle colonne principali avvolte (Φ_{Main_Wb}).	69
3.8	Flusso magnetico omopolare nel ramo di ritorno esterno equivalente in olio e cassa ($\Phi_{Ret_Air_Wb}$).	70
3.9	Flusso magnetico totale nei gioghi superiori (Φ_{Ytop_Wb}).	71
3.10	Evoluzione delle perdite specifiche totali del lamierino (P_{S_Wpkg}).	74
3.11	Evoluzione della potenza apparente specifica assorbita (S_{S_VAkg}).	74
3.12	Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) della corrente magnetizzante ricostruita a $I_{GIC} = 300$ A.	77
3.13	Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) delle correnti di linea lato Sorgente (nodo primario) a $I_{GIC} = 300$ A.	78
3.14	Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) delle correnti di linea lato Carico (nodo secondario) a $I_{GIC} = 300$ A.	81
3.15	Profilo temporale di iniezione della corrente continua al neutro del primario ($I_{GIC} = 300$ A) sull'intero arco della simulazione.	82
3.16	Evoluzione temporale dell'induzione magnetica $B_A(t)$ a regime nominale ($I_{GIC} = 0$ A).	83
3.17	Deriva dell'induzione magnetica e superamento del limite di saturazione asim- metrica ($I_{GIC} = 300$ A) evidenziato in verde fluo.	84
3.18	Profilo della corrente magnetizzante $I_{mag}(t)$ a regime nominale con asse Y auto-adattato per l'apprezzamento della componente a vuoto.	85
3.19	Manifestazione della <i>half-cycle saturation</i> sulla corrente magnetizzante ($I_{GIC} =$ 300 A): impulso unidirezionale per semiperiodo, con la caratteristica distorsione asimmetrica a doppio picco.	87
3.20	Corrente di rete primaria in assenza di perturbazioni ($I_{GIC} = 0$ A) con partenza da zero.	88
3.21	Corrente di rete primaria affetta da ingrossamento asimmetrico dovuto alla GIC ($I_{GIC} = 300$ A).	88
3.22	Corrente erogata al carico secondario in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0$ A). . .	89
3.23	Corrente erogata al carico secondario in presenza di GIC ($I_{GIC} = 300$ A). Con la fondamentale di carico contenuta del secondario a stella, la deformazione d'onda da saturazione asimmetrica risulta direttamente percepibile.	89

3.24	Scomposizione armonica temporale della corrente primaria in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0$ A).	90
3.25	Scomposizione armonica temporale della corrente secondaria in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0$ A).	91
3.26	Esplosione del contenuto armonico superiore (H2-H5) sulla corrente primaria a regime perturbato ($I_{GIC} = 300$ A).	91
3.27	Scomposizione armonica sulla corrente di carico secondaria ($I_{GIC} = 300$ A), con evidenza empirica della propagazione dello spettro di distorsione al secondario a stella con neutro a terra.	94

Elenco delle tabelle

2.1	Corrispondenza tra gruppo vettoriale atteso e clock verificato numericamente nei casi considerati.	39
3.1	Sintesi delle principali caratteristiche costruttive ed elettriche delle macchine considerate nella campagna comparativa.	52
3.2	Metriche macroscopiche e stress termico del materiale (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	53
3.3	Stato di polarizzazione magnetica del nucleo (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	54
3.4	Ripartizione dei flussi magnetici di picco (Wb) e relativi indici geometrici (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	55
3.5	Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) sulle correnti di linea lato Sorgente (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	56
3.6	Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) sulle correnti di linea lato Carico (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	57
3.7	Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) della corrente magnetizzante interna (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).	57
3.8	Impatto macroscopico concatenato sui parametri elettrici di rete al gradino di massima severità ($I_{GIC} = 300$ A).	64
3.9	Incremento differenziale delle perdite Joule negli avvolgimenti attivi ($I_{GIC} = 300$ A).	67
3.10	Bilancio analitico dei flussi magnetici totali nei vari rami del nucleo a $I_{GIC} = 300$ A.	72
3.11	Indici adimensionali di ripartizione dei flussi magnetici rispetto alle colonne principali a $I_{GIC} = 300$ A.	73
3.12	Stato magnetico e variazioni delle metriche specifiche del ferro ($I_{GIC} = 300$ A).	75
3.13	Incremento del contenuto armonico ($\Delta IHD_h = IHD_h^{300} - IHD_h^0$, in punti percentuali) della corrente magnetizzante interna a $I_{GIC} = 300$ A.	77

- 3.14 Incremento del contenuto armonico ($\Delta\text{IHD}_h = \text{IHD}_h^{300} - \text{IHD}_h^0$, in punti percentuali) delle correnti di linea lato Sorgente al nodo primario a $I_{GIC} = 300$ A. 79
- 3.15 Incremento del contenuto armonico ($\Delta\text{IHD}_h = \text{IHD}_h^{300} - \text{IHD}_h^0$, in punti percentuali) delle correnti di linea lato Carico al nodo secondario a $I_{GIC} = 300$ A. 81

Capitolo 1

Tempeste geomagnetiche, correnti geomagneticamente indotte e vulnerabilità dei sistemi elettrici

1.1 Introduzione

La progressiva elettrificazione dei consumi, l'aumento della potenza trasmessa sulle reti ad altissima tensione e la crescente importanza della continuità di servizio rendono sempre più rilevante la comprensione dei fenomeni che possono compromettere la stabilità e l'affidabilità dei sistemi elettrici. Tra questi, le *Geomagnetically Induced Currents* (GIC), ossia le correnti geomagneticamente indotte, rappresentano un caso peculiare, poiché hanno origine al di fuori del sistema elettrico ma si manifestano al suo interno attraverso meccanismi elettromagnetici ben definiti.

L'interesse per i GIC nasce dal fatto che tali correnti, pur essendo di natura quasi continua e quindi molto lente rispetto alla frequenza industriale, possono alterare in modo significativo il funzionamento dei trasformatori di potenza, aumentare l'assorbimento di potenza reattiva, introdurre distorsione armonica e innescare condizioni di instabilità o di errato intervento delle protezioni [1, 2]. Il fenomeno è stato a lungo associato soprattutto alle reti collocate alle alte latitudini; tuttavia, gli studi più recenti mostrano che esso non può essere considerato irrilevante nelle regioni a media e bassa latitudine, dove l'orientazione del campo geoelettrico e la topologia della rete possono comunque portare a livelli di GIC non trascurabili [1, 3].

In questo quadro, il presente capitolo ha lo scopo di costruire il contesto fisico e tecnico entro

cui si inserisce la tesi. Nella prima parte viene descritto il legame tra attività solare, perturbazioni geomagnetiche e insorgenza delle GIC. Successivamente si analizzano gli effetti principali sul sistema elettrico, con particolare attenzione ai trasformatori. Infine, viene discusso lo stato dell'arte delle principali strategie di mitigazione e viene chiarito il posizionamento della presente tesi rispetto a tali approcci.

1.2 Dallo space weather alle correnti geomagneticamente indotte

1.2.1 Origine solare del fenomeno

Le GIC sono l'esito finale di una catena di fenomeni fisici che ha origine nell'attività del Sole. In particolare, macchie solari, brillamenti (*solar flares*) ed espulsioni di massa coronale (*Coronal Mass Ejections*, CMEs) sono tra i principali eventi associati alle perturbazioni di *space weather*. Quando tali fenomeni interagiscono con la magnetosfera terrestre, il campo magnetico della Terra subisce variazioni anche molto rapide; queste variazioni inducono, a loro volta, campi elettrici sulla superficie terrestre [1].

La review di Abda et al. mette bene in evidenza questa sequenza causale e mostra come il passaggio dal Sole alla Terra non sia un semplice effetto diretto, ma il risultato dell'interazione tra vento solare, campo magnetico interplanetario, magnetosfera e ionosfera [1]. Per questo motivo, nel linguaggio ingegneristico, le GIC non vengono trattate come un disturbo locale, bensì come la manifestazione tecnologica di una perturbazione geofisica di ampia scala.

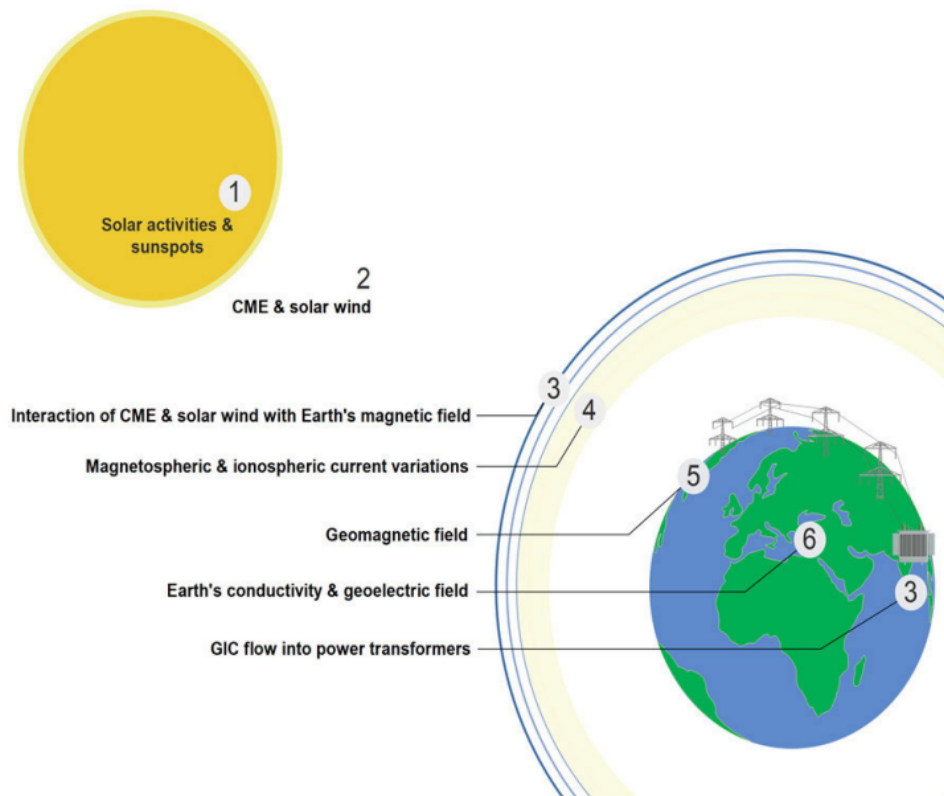


Figura 1.1: Schema qualitativo della catena fisica che collega l'attività solare all'insorgenza di perturbazioni geomagnetiche e, infine, alle correnti geomagneticamente indotte nelle infrastrutture terrestri.

Dal punto di vista temporale, va inoltre ricordato che tali fenomeni si inseriscono nel più ampio ciclo undecennale dell'attività solare. La presenza di macchie solari, la probabilità di flare ed espulsioni coronali, nonché l'intensità delle perturbazioni associate, variano nel tempo in modo non uniforme. Ne consegue che il rischio GIC non è costante, ma evolve con l'attività del Sole, pur restando difficile da prevedere in modo deterministico a lungo termine [1].

1.2.2 Campo geoelettrico e nascita delle GIC

Dal punto di vista del sistema elettrico, il passaggio chiave è la comparsa di un campo geoelettrico indotto al suolo. Tale campo produce una differenza di potenziale tra punti geograficamente separati e, quindi, lungo le linee di trasmissione. Poiché le linee sono conduttori molto estesi, esse costituiscono un percorso privilegiato per l'insorgenza di correnti a bassissima frequenza.

In prima approssimazione, la tensione indotta tra due nodi della rete può essere espressa come integrale del campo elettrico lungo la linea che li collega; nel caso di campo geoelettrico

assunto uniforme, tale relazione può essere ricondotta a una forma semplificata funzione delle componenti del campo e delle distanze percorse lungo le direzioni geografiche principali [1]:

$$V_{ij} \approx E_x L_x + E_y L_y \quad (1.1)$$

dove E_x ed E_y rappresentano le componenti orizzontali del campo geoelettrico e L_x , L_y le proiezioni della linea lungo le due direzioni geografiche principali (tipicamente Nord–Sud ed Est–Ovest). La componente verticale (asse z) non compare nella relazione per due ragioni concomitanti: da un lato il campo geoelettrico indotto al suolo è in pratica orizzontale, poiché l’elevata conducibilità della crosta terrestre rispetto all’aria cortocircuita la componente normale alla superficie; dall’altro le linee di trasmissione si sviluppano essenzialmente in orizzontale, sicché il loro tracciato non possiede una proiezione L_z apprezzabile lungo cui il campo possa compiere lavoro. L’integrale di linea $\int \vec{E} \cdot d\vec{l}$ che definisce la tensione indotta si riduce pertanto al solo piano orizzontale.

Questo aspetto è concettualmente molto importante: le GIC non sono imposte direttamente dal Sole ai trasformatori, ma nascono come risposta della rete a tensioni indotte distribuite sul territorio. Per questa ragione la severità del fenomeno dipende non solo dall’intensità della perturbazione geomagnetica, ma anche dalla configurazione geografica della rete, dalla lunghezza e dall’orientazione delle linee, dalla struttura delle messe a terra e dal tipo di trasformatori presenti [1, 4].

1.2.3 Rilevanza del fenomeno anche oltre le alte latitudini

Un punto ormai consolidato nella letteratura recente è che le GIC non possono essere considerate un problema esclusivo delle reti nordiche o canadesi. La review di Abda et al. richiama esplicitamente casi di studio e campagne di analisi sviluppate anche in paesi a media e bassa latitudine, evidenziando come l’orientazione del campo geoelettrico e la topologia della rete possano rendere vulnerabili anche sistemi lontani dalle regioni aurorali [1].

Lo stesso lavoro di Zhang e Liu, sviluppato su una rete UHV/EHV cinese, sottolinea che nelle regioni a media e bassa latitudine la componente nord-sud del campo geoelettrico può risultare anche più rilevante di quella est-ovest; ne consegue che la distribuzione delle GIC nella rete non può essere dedotta in modo semplicistico dalla sola latitudine geografica [3]. Questo passaggio è particolarmente utile per il presente lavoro, perché giustifica l’interesse per una

valutazione di suscettibilità dei trasformatori che non sia limitata al solo contesto classico delle reti ad alta latitudine.

1.3 Perché i trasformatori sono i componenti più critici

Tra tutti i componenti del sistema elettrico, i trasformatori di potenza sono generalmente considerati quelli maggiormente vulnerabili agli effetti delle GIC. La ragione è fisica prima ancora che impiantistica: un trasformatore è progettato per operare con grandezze alternate e con un punto di lavoro magnetico centrato rispetto al ciclo di isteresi; l'introduzione di una componente quasi continua negli avvolgimenti sposta tale punto di lavoro e altera in maniera asimmetrica il regime magnetico del nucleo [1].

Più precisamente, quando la GIC entra dagli avvolgimenti a stella con neutro messo a terra e si richiude attraverso il sistema, essa genera un flusso magnetico continuo che si sovrappone al flusso alternato. Il risultato è la cosiddetta *half-cycle saturation*, o saturazione asimmetrica di semiperiodo: durante una metà del periodo il nucleo viene spinto molto più vicino alla saturazione, mentre nell'altra resta relativamente meno sollecitato [1]. Questo squilibrio è alla base di gran parte degli effetti osservati.

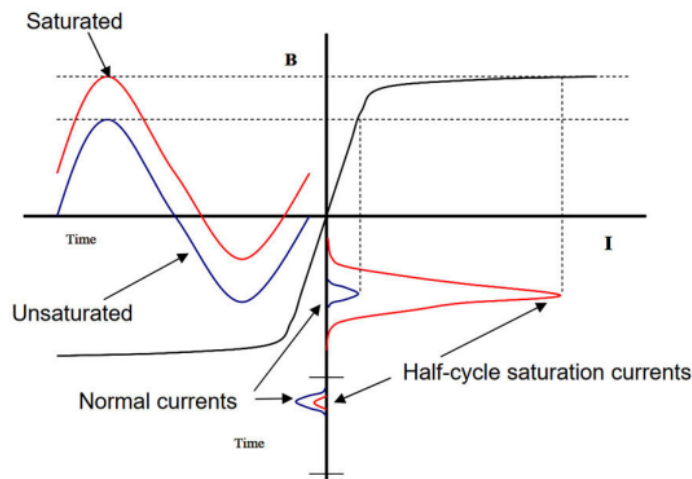


Figura 1.2: Andamento qualitativo della corrente magnetizzante di un trasformatore in condizioni di saturazione asimmetrica di semiperiodo (*half-cycle saturation*) indotta da GIC, adattata da [1].

Il primo effetto è l'incremento della corrente magnetizzante, che diventa fortemente distorta e ricca sia di armoniche pari sia di armoniche dispari. Il secondo è l'aumento dell'assorbimento di potenza reattiva, che può diventare molto rilevante quando il nucleo entra in saturazione marcata.

Il terzo è la comparsa di flussi dispersi anomali che non restano confinati nel percorso magnetico principale, ma si richiudono attraverso parti strutturali del trasformatore, come staffaggi, tiranti e pareti del serbatoio, generando correnti parassite e punti caldi locali [1, 4].

La letteratura più recente mostra inoltre che la vulnerabilità ai GIC non è uniforme tra tutte le macchine, ma dipende in modo significativo dalla configurazione elettromagnetica del trasformatore, inclusi il tipo di nucleo, la struttura degli avvolgimenti e i collegamenti elettrici adottati [5]. La review di Abda et al. sottolinea che anche correnti GIC relativamente piccole possono essere sufficienti a produrre saturazione di semiperiodo in grandi trasformatori di potenza e che la suscettibilità della macchina dipende fortemente dalla sua progettazione [1]. Ciò implica che il problema non può essere affrontato esclusivamente in termini di rete, ma richiede anche una lettura interna alla macchina: tipo di nucleo, disposizione degli avvolgimenti, collegamenti, presenza del terziario e caratteristiche del materiale magnetico concorrono tutti a determinare la suscettibilità effettiva al fenomeno.

1.4 Effetti sul sistema elettrico: stabilità, protezioni e power quality

L'interesse industriale e scientifico per i GIC è dovuto al fatto che gli effetti sul trasformatore non restano confinati alla macchina, ma si propagano all'intero sistema. Un aumento consistente della domanda di potenza reattiva da parte di più trasformatori può infatti portare a depressioni di tensione diffuse, riduzione dei margini di stabilità e, nei casi più severi, a fenomeni di collasso di tensione [1, 4, 2].

Accanto all'aspetto reattivo, la distorsione armonica introduce ulteriori criticità. Le armoniche possono alterare la misura delle protezioni, favorire interventi intempestivi, sollecitare in modo anomalo batterie di condensatori e sistemi di compensazione dinamica e contribuire alla perdita di risorse di supporto di tensione proprio nel momento in cui esse sarebbero più necessarie [1, 4, 2]. In questo senso, il problema GIC non riguarda soltanto la "tenuta" magnetica del trasformatore, ma anche la robustezza del sistema di protezione e controllo nel suo complesso.

La distorsione armonica associata ai GIC, inoltre, non resta necessariamente confinata al solo livello di trasmissione, ma può risultare osservabile anche a livelli di tensione inferiori, rendendo il fenomeno rilevante non solo per la stabilità del sistema, ma anche per il monitoraggio della *power quality* e per l'interpretazione di misure armoniche su più livelli di rete [6].

L'evento storicamente più citato in letteratura resta il blackout di Hydro-Québec del marzo 1989, nel quale una forte tempesta geomagnetica portò al collasso della rete, con milioni di utenti privi di alimentazione per diverse ore e con danni anche a trasformatori al di fuori del sistema direttamente collassato [1]. Al di là della rilevanza storica dell'episodio, esso ha avuto il merito di chiarire in modo inequivocabile che un fenomeno di origine geofisica può produrre conseguenze sistemiche concrete su una rete di trasmissione moderna.

Per i fini di questa tesi, è essenziale osservare che l'impatto non si esaurisce nei casi catastrofici. Anche in assenza di blackout, livelli di GIC più moderati possono comunque generare aumento delle perdite, maggiore sollecitazione termica, degradazione della qualità della potenza e riduzione del margine operativo. In un'ottica di progettazione, questo significa che il problema non deve essere posto soltanto in termini di *failure/no failure*, ma più correttamente in termini di sensibilità progressiva della macchina all'aumento della componente geomagnetica.

1.5 Stato dell'arte delle strategie di mitigazione

La letteratura propone numerose strategie per ridurre l'impatto dei GIC, ma nessuna può essere considerata universalmente risolutiva. Più realisticamente, gli approcci disponibili si collocano su tre livelli: misure operative e topologiche a livello di rete, dispositivi di blocco o limitazione installati presso il neutro del trasformatore, e soluzioni attive che agiscono direttamente sulla macchina o sul suo circuito magnetico.

Un primo gruppo di metodi mira a modificare il comportamento della rete senza intervenire direttamente sul trasformatore. In questa categoria rientrano, per esempio, le strategie di *corrective line switching*, in cui l'apertura mirata di alcune linee viene usata per redistribuire i flussi di GIC e ridurre le perdite reattive associate alla saturazione [4]. Si tratta di un approccio interessante perché opera a livello sistemico; tuttavia, proprio per questo, richiede che la mitigazione sia valutata congiuntamente dal punto di vista DC e AC, poiché una manovra utile per ridurre le GIC può al tempo stesso peggiorare i flussi di potenza alternata, generare sovraccarichi o introdurre criticità di tensione [4].

Nello stesso filone sistemico si colloca il principio di *GIC-even distribution* proposto da Zhang e Liu. In questo caso l'idea è quella di inserire resistenze addizionali nei neutri di nodi particolarmente esposti, in modo da attenuare l'*edge effect* e redistribuire la corrente geomagnetica su tutta la rete. I risultati presentati dagli autori mostrano che questo principio

può ridurre sensibilmente le GIC nei nodi più critici, specialmente in reti UHV/EHV di grande estensione [3]. Resta però il fatto che questo tipo di intervento è pensato per una logica di rete e non sostituisce la necessità di comprendere la vulnerabilità intrinseca del singolo trasformatore.

Un secondo gruppo di strategie si concentra sui dispositivi di blocco o limitazione al neutro. I blocchi capacitivi sono tra i più noti, poiché una capacità in serie alla messa a terra può impedire il passaggio della componente quasi continua. Tuttavia, la letteratura mette in evidenza anche i principali problemi di questa scelta: possibile compromissione del rilevamento dei guasti a terra, criticità di isolamento, necessità di percorsi di bypass, presenza di MOV o spark-gap, maggiore complessità impiantistica e costi non trascurabili [4]. In modo coerente con queste osservazioni, Rajapakse et al. propongono una soluzione con condensatore attivato soltanto in presenza di GIC, corredato da logiche di rilevamento e da protezioni aggiuntive contro sovratensioni e condizioni di ferro-risonanza [7].

Accanto ai blocchi capacitivi, sono stati proposti anche approcci a resistenza variabile o controllata. In questa famiglia rientra, ad esempio, il lavoro di Abu Hussein e Ali, in cui una resistenza di neutro controllata tramite *look-up table* viene impiegata per limitare la corrente geomagnetica e, al tempo stesso, migliorare il comportamento del sistema durante guasti asimmetrici [8]. Il vantaggio di tali soluzioni è la maggiore flessibilità rispetto a un semplice blocco passivo; il limite è che la taratura e la legge di controllo dipendono dalla specifica rete studiata, rendendo meno immediata la generalizzazione.

Un terzo gruppo di metodi punta invece ad agire più internamente al trasformatore, cercando di contrastare non tanto il passaggio della corrente nel neutro, quanto l'effetto magnetico che essa produce. Un esempio significativo è il *DC Flux Blocker* proposto da Naghshbandy et al., basato sull'utilizzo del terziario e di una sorgente in corrente continua controllata per generare una forza magnetomotrice opposta a quella indotta dai GIC [9]. Il pregio concettuale di questa famiglia di soluzioni è che essa si avvicina maggiormente al cuore fisico del problema, cioè il flusso continuo nel nucleo; il limite sta nella maggiore specializzazione richiesta alla macchina e nella necessità di una configurazione costruttiva compatibile, ad esempio con presenza del terziario.

Nel complesso, lo stato dell'arte suggerisce una conclusione importante: la mitigazione dei GIC non può essere affrontata in modo puramente uniforme. Le soluzioni di rete possono ridurre la severità globale del fenomeno, ma la risposta effettiva resta fortemente dipendente dal tipo di trasformatore, dalla configurazione degli avvolgimenti, dalla struttura del nucleo, dal sistema di

messa a terra e dalle caratteristiche del materiale magnetico [1, 5]. Proprio per questa ragione, accanto alla mitigazione di rete, rimane essenziale una valutazione specifica della suscettibilità del trasformatore.

1.6 Necessità di irrobustire la rete e di progettare trasformatori più robusti ai GIC

Alla luce delle considerazioni precedenti, il tema dell'*irrobustimento* della rete elettrica rispetto ai GIC deve essere letto su due piani complementari. Il primo è quello sistemico, che riguarda l'esercizio, la pianificazione e l'adozione di dispositivi o manovre capaci di limitare la penetrazione o la redistribuzione della componente geomagnetica. Il secondo è quello della macchina, che riguarda il modo in cui il trasformatore viene progettato, dimensionato e validato.

Dal punto di vista della macchina, la letteratura mostra che la vulnerabilità non è una proprietà astratta o uguale per tutti i trasformatori. Essa dipende dal tipo di nucleo, dalla disposizione degli avvolgimenti, dal rapporto di trasformazione, dalla presenza del terziario, dalla configurazione di collegamento e, più in generale, dalle scelte costruttive che influenzano il percorso del flusso omopolare e la distribuzione dei flussi dispersi [1, 5]. Di conseguenza, il problema della tenuta ai GIC non può essere risolto esclusivamente con una soglia unica di corrente nel neutro o con un criterio di rete generale, ma richiede anche strumenti di analisi e simulazione in grado di mettere in relazione la risposta della macchina con le sue caratteristiche progettuali.

In questa prospettiva, la presente tesi si colloca deliberatamente sul versante del trasformatore. L'obiettivo non è sviluppare una strategia ottimale di esercizio della rete nel suo complesso, né proporre un nuovo dispositivo di blocco da installare in campo, ma costruire una metodologia di valutazione che permetta di confrontare, in un quadro coerente, differenti famiglie di trasformatori e diverse scelte costruttive rispetto alla loro suscettibilità agli effetti delle GIC. La domanda di fondo non è soltanto “quanta GIC entra nella rete”, ma soprattutto “come risponde il trasformatore, e da quali parametri progettuali dipende tale risposta”.

1.7 Posizionamento del lavoro di tesi

Sulla base di quanto discusso, il seguito della tesi affronta il problema non a partire da una rete test di riferimento astratta, ma a partire da casi di trasformatori industriali reali, modellati e

confrontati in ambiente di simulazione. Tale scelta è coerente con la finalità del lavoro, che è prevalentemente metodologica e progettuale: non si tratta di valutare la vulnerabilità generica di una rete standard, bensì di capire come alcune precise scelte costruttive influenzino la risposta magnetica ed elettrica di grandi trasformatori sottoposti a GIC.

In questa ottica, il capitolo successivo presenterà il modello sviluppato per l'analisi comparativa delle diverse commesse considerate, mentre i capitoli seguenti discuteranno i risultati delle campagne parametriche, con particolare attenzione alle metriche elettriche viste dalla rete, alle metriche magnetiche interne, e infine alle grandezze specifiche associate al materiale magnetico.

Il presente capitolo svolge dunque una funzione di inquadramento: mostra perché i GIC siano un problema concreto per i sistemi di trasmissione, chiarisce perché il trasformatore costituisca il componente più critico e giustifica la scelta di affrontare il tema con una prospettiva orientata alla macchina, alla sua modellazione e alla sua robustezza progettuale.

Capitolo 2

Sviluppo del modello Simulink/Simscape per l'analisi degli effetti GIC

In questo capitolo viene descritto in modo dettagliato il percorso seguito per costruire il modello numerico sviluppato in MATLAB Simulink con componenti Simscape, finalizzato all'analisi degli effetti delle *Geomagnetically Induced Currents* (GIC) su diverse tipologie di trasformatori di potenza. Il lavoro di modellazione non è consistito in una semplice traduzione dei dati di targa aziendali in blocchi di simulazione, ma in una costruzione progressiva e guidata del modello, nella quale si è reso necessario definire con precisione la struttura dei trasformatori, la parametrizzazione della rete equivalente, il trattamento delle curve magnetiche dei materiali, la logica di misura delle grandezze di interesse e la validazione della coerenza elettromagnetica di ciascun caso studiato.

L'obiettivo del modello non era soltanto ottenere una simulazione numericamente stabile, ma costruire una rappresentazione fisicamente credibile della risposta del trasformatore sotto GIC.

Questa impostazione ha richiesto di affrontare il problema su più livelli. In primo luogo è stato necessario ricostruire in forma ordinata il patrimonio di dati aziendali disponibili, che risultava eterogeneo sia per contenuto sia per formato. In secondo luogo si è dovuto definire un processo di parametrizzazione capace di trasformare tali dati in variabili direttamente utilizzabili all'interno dei blocchi Simulink/Simscape. In terzo luogo si è resa necessaria una riorganizzazione della struttura del modello, passando progressivamente da configurazioni più generiche e meno leggibili a una architettura molto più controllata, nella quale ogni commessa è rappresentata soltanto dagli avvolgimenti e dai rami magnetici effettivamente rilevanti per il caso studiato.

In questa prospettiva, il modello Simulink/Simscape deve essere letto non come una sem-

plice implementazione software, ma come la formalizzazione numerica di una catena di scelte ingegneristiche: scelta dei dati da utilizzare, scelta del livello di dettaglio fisicamente utile, scelta delle grandezze da misurare e scelta delle semplificazioni accettabili. Tutte queste decisioni sono state prese con un criterio comune, cioè massimizzare la leggibilità fisica del modello e la coerenza dei risultati, evitando al tempo stesso complessità non necessarie rispetto agli obiettivi della tesi.

2.1 Parametri ricavati e logica generale di parametrizzazione

A partire dai dati di ingresso aziendali, è stato necessario ricavare in forma coerente tutti i parametri elettrici e magnetici richiesti dai blocchi Simulink/Simscape. Questa fase non è consistita in una semplice trascrizione dei dati di targa, ma in una vera procedura di parametrizzazione, il cui scopo era trasformare dati eterogenei in un insieme di grandezze direttamente utilizzabili nei sottosistemi del modello.

La logica generale adottata è stata quella di derivare, per ciascuna commessa, un insieme completo e autosufficiente di parametri, in modo che il modello potesse essere inizializzato sempre a partire da uno stesso schema procedurale. Questa scelta ha permesso di costruire un flusso di lavoro ordinato, trasparente e facilmente verificabile, nel quale ogni valore presente nel modello può essere ricondotto a un dato aziendale o a una trasformazione fisicamente motivata di esso.

Parametrizzazione della sorgente equivalente. Per rappresentare la rete a monte in modo semplice ma fisicamente controllabile, è stata introdotta una sorgente trifase equivalente con impedenza serie parametrica. Si è scelto di usare un modello equivalente a impedenza concentrata, ricavato a partire dalla potenza nominale del caso, dalla tensione nominale del lato primario considerato e da un valore di impedenza espresso in per-unit.

La prima grandezza introdotta è l'impedenza di base del lato considerato:

$$Z_b = \frac{V_{LL}^2}{S_n} \quad (2.1)$$

dove V_{LL} è la tensione concatenata nominale del lato di alimentazione e S_n è la potenza nominale trifase del caso. L'impedenza di base non è un'impedenza fisica presente nel circuito, ma la scala di normalizzazione del sistema per-unit: essa rappresenta il valore ohmico che,

alimentato alla tensione nominale, assorbirebbe esattamente la potenza nominale della macchina. Introdurla è necessario perché consente di specificare la rigidità della rete a monte con un unico numero adimensionale, uguale per tutte le commesse, indipendentemente dalla loro taglia e dal loro livello di tensione.

L'impedenza equivalente in valore assoluto viene quindi ricavata come:

$$Z = z_{pu} Z_b \quad (2.2)$$

dove z_{pu} è l'impedenza espressa in per-unit. Nel modello (funzione `source_from_pu` dello script `init_all_cases.m`) è stato assunto per tutte le commesse il valore $z_{pu} = 0.05$. Questo passaggio serve a convertire il dato adimensionale nel valore in ohm effettivamente assegnabile ai blocchi Simscape della sorgente. La scelta di $z_{pu} = 0.05$ non deriva da un calcolo sui dati aziendali, che non includevano informazioni sulla rete a monte, ma corrisponde all'ipotesi di *rete forte*: un'impedenza di corto circuito del 5% equivale infatti a una potenza di corto circuito del nodo pari a $S_{cc} = S_n / z_{pu} = 20 S_n$, valore rappresentativo dei nodi di trasmissione ad altissima tensione secondo la prassi di letteratura.

In assenza di un dato aziendale dedicato sulla rete a monte, il rapporto X/R della sorgente equivalente è stato assunto pari a 20, così da rappresentare una impedenza di rete prevalentemente induttiva. Assunto il rapporto X/R , si ricavano separatamente la componente resistiva e quella reattiva:

$$R = \frac{Z}{\sqrt{1 + (X/R)^2}} \quad (2.3)$$

$$X = R \cdot \left(\frac{X}{R} \right) \quad (2.4)$$

Infine, la reattanza viene trasformata nell'induttanza equivalente di fase:

$$L = \frac{X}{2\pi f} \quad (2.5)$$

Questa parametrizzazione consente di controllare con pochi parametri la rigidità della sorgente a monte e, al tempo stesso, di mantenere un modello uniforme per tutte le commesse.

Calcolo del numero di spire. Uno dei primi parametri da ricavare è stato il numero di spire degli avvolgimenti. Poiché i dati aziendali fornivano il parametro di progetto in termini di *volt*

per spira, il numero di spire è stato ottenuto dividendo la tensione nominale di fase per tale valore e arrotondando al numero intero più vicino. La relazione utilizzata è:

$$N = \text{round}\left(\frac{V_{\text{ph}}}{V/\text{turn}}\right) \quad (2.6)$$

dove V_{ph} è la tensione nominale di fase dell'avvolgimento considerato e V/turn è il valore di progetto espresso in volt per spira.

Questo passaggio, apparentemente semplice, ha richiesto particolare attenzione nella gestione delle unità di misura. I dati di targa riferiti alla tensione nominale erano infatti espressi in kV, mentre il parametro V/turn era disponibile in V/spira. Di conseguenza, nel modello tutte le tensioni impiegate nel calcolo delle spire sono state preventivamente convertite in volt, così da evitare incoerenze dimensionali e valori di spire fisicamente non plausibili.

Autotrasformatori: separazione tra avvolgimento di serie e avvolgimento comune. Nel caso degli autotrasformatori, il numero di spire non può essere trattato come un unico parametro globale, poiché il modello deve distinguere in modo esplicito il ramo di serie dal ramo comune. Per questa ragione, la parametrizzazione è stata costruita separando i due contributi.

Per il ramo comune è stata utilizzata la relazione:

$$N_C = \text{round}\left(\frac{V_{2,\text{ph}}}{V/\text{turn}}\right) \quad (2.7)$$

mentre per il ramo di serie si è posto:

$$N_S = \text{round}\left(\frac{V_{1,\text{ph}} - V_{2,\text{ph}}}{V/\text{turn}}\right) \quad (2.8)$$

dove $V_{1,\text{ph}}$ è la tensione di fase del terminale 1 e $V_{2,\text{ph}}$ è la tensione di fase del terminale 2, che nell'autotrasformatore coincide con il ramo comune.

Se il terziario fosse risultato effettivamente attivo nella macchina originaria, la ricostruzione del numero di spire avrebbe invece usato la relazione:

$$N_3 = \text{round}\left(\frac{V_{3,\text{ph}}}{V/\text{turn}}\right) \quad (2.9)$$

Dispersione di avvolgimento e riluttanza di leakage. Nel modello Simscape, la dispersione di avvolgimento è stata introdotta tramite il parametro di *leakage reluctance* e si è scelto di

ricavarlo a partire dai dati di corto circuito disponibili.

Per la coppia di terminali attiva si considerano la reattanza percentuale di corto circuito $x_{\%,ij}$, la tensione base del lato considerato $V_{b,k}$ e la potenza nominale di riferimento $S_{n,ij}$.

A partire da queste grandezze si ricava anzitutto l'impedenza base del lato considerato:

$$Z_{b,k} = \frac{V_{b,k}^2}{S_{n,ij}} \quad (2.10)$$

La reattanza di dispersione associata al singolo lato viene poi ottenuta, nella logica di ripartizione simmetrica adottata nel modello, come:

$$X_{\sigma,k} = \frac{x_{\%,ij}}{2 \cdot 100} Z_{b,k} \quad (2.11)$$

Da questa si ricava l'induttanza di dispersione equivalente:

$$L_{\sigma,k} = \frac{X_{\sigma,k}}{2\pi f} \quad (2.12)$$

Infine, la riluttanza equivalente di leakage assegnata al ramo magnetico di dispersione viene calcolata come:

$$\mathcal{R}_{\sigma,k} = \frac{N_k^2}{L_{\sigma,k}} \quad (2.13)$$

dove N_k è il numero di spire dell'avvolgimento corrispondente.

La presenza del fattore $1/2$ nella reattanza di dispersione deriva dalla scelta di ripartire in maniera simmetrica il contributo di corto circuito tra i due avvolgimenti della coppia attiva. Tale ipotesi non pretende di ricostruire la distribuzione locale reale del leakage all'interno della macchina, ma rappresenta una scelta ingegneristicamente ragionevole e sufficientemente robusta per le finalità dello studio.

È opportuno precisare due aspetti di questa procedura. In primo luogo, l'impedenza di base $Z_{b,k}$ non contiene alcuna componente resistiva o reattiva: essa è un puro fattore di scala (V^2/S) che serve esclusivamente a convertire il dato percentuale di targa nel corrispondente valore in ohm. In secondo luogo, dalla prova di corto circuito viene qui utilizzata la sola reattanza percentuale $x_{\%,ij}$, cioè la parte reattiva dell'impedenza di corto circuito, perché il ramo di leakage del modello Simscape è per costruzione puramente induttivo (una riluttanza attraversata dal flusso disperso). La componente resistiva del corto circuito non viene trascurata, ma è modellata

separatamente e in modo esplicito attraverso le resistenze ohmiche di avvolgimento R_k assegnate a ciascun ramo elettrico, evitando così ogni doppio conteggio.

Geometria magnetica equivalente. Oltre alla modellazione dei rami dispersi, la caratterizzazione del nucleo ferromagnetico richiede un'esplicita parametrizzazione geometrica delle vie di scorrimento del flusso principale. Questa impostazione è sviluppata traducendo la struttura tridimensionale del trasformatore in una rete a parametri concentrati, all'interno della quale le colonne avvolte, i gioghi superiori e inferiori e le eventuali colonne laterali di richiusura sono schematizzati mediante riluttanze concentrate.

I parametri geometrici macroscopici di partenza sono ricavati direttamente dai fogli dati di progetto aziendali, isolando due grandezze fondamentali per la definizione delle sezioni magnetiche attive:

- la sezione netta della colonna avvolta;
- la sezione netta della colonna laterale di ritorno magnetico.

La sezione netta della colonna avvolta definisce l'area del ramo magnetico principale che sostiene il flusso alternato di fase, mentre la sezione della colonna di ritorno determina la geometria dei percorsi paralleli deputati alla chiusura del circuito omopolare. Questa distinzione assume un ruolo primario nell'analisi della suscettibilità alle correnti geomagneticamente indotte: la densità di flusso locale ($B = \Phi/A$) e la rapidità di transito oltre il ginocchio di saturazione dipendono in modo inversamente proporzionale dall'area netta di ferro disponibile. Un nucleo caratterizzato da sezioni principali generose o da colonne di ritorno meno penalizzanti dal punto di vista spaziale manifesta un'elevata capacità di conduzione prima di cedere alla saturazione ferromagnetica, esibendo risposte dinamiche e assorbimenti di potenza reattiva profondamente diversificati rispetto a macchine dotate di percorsi magnetici ristretti o strutturalmente strozzati.

Curve magnetiche, grandezze specifiche del materiale e associazione al nucleo. La sola definizione geometrica delle sezioni non è sufficiente a descrivere la risposta fortemente non lineare del nucleo sotto l'effetto polarizzante delle GIC. Per questo motivo, a ciascuna configurazione costruttiva è stata associata la caratterizzazione sperimentale del materiale ferromagnetico effettivamente utilizzato, desunta dalla digitalizzazione della documentazione tecnica aziendale e strutturata in relazioni costitutive combinate. Nel modello, le proprietà del mezzo magnetico

vengono definite attraverso l'andamento del campo magnetico, dell'induzione e della polarizzazione magnetica intrinseca, accoppiate alle curve delle perdite specifiche totali (P_s) e della potenza apparente specifica (S_s).

In questo contesto, l'inclusione della curva di polarizzazione magnetica $J(H)$ assume un'importanza cruciale per preservare la fedeltà fisica in regime di profonda saturazione. Mentre l'induzione totale $B = \mu_0 H + J$ continua a crescere indefinitamente all'aumentare del campo magnetico H (sospinto dalla gravità del disturbo GIC) per effetto del termine lineare dello spazio vuoto, la polarizzazione intrinseca J riflette esclusivamente il contributo dei domini magnetici orientati, raggiungendo un asintoto netto (prossimo a $2.0 \div 2.05$ T per i lamierini a grani orientati) oltre il quale il ferro esaurisce la sua capacità di amplificazione.

Tuttavia, le curve sperimentali così digitalizzate riflettono le prestazioni di un provino di laboratorio ideale e non danneggiato, misurato in condizioni ottimali su apparati standardizzati (Test di Epstein). Nella realtà industriale, le lavorazioni manifatturiere degradano localmente il materiale: le operazioni meccaniche di taglio introducono stress compressivi che alterano i domini magnetici lungo i bordi delle lamiere, mentre l'assemblaggio ad incastro dei gioghi e delle colonne genera microscopici traferri parassiti e distorsioni di flusso in corrispondenza dei nodi geometrici. Per compensare questo inevitabile decadimento tecnologico, la curva del materiale viene corretta introducendo un Fattore di Costruzione (*Building Factor*, BF) che penalizza scalarmente il campo magnetico ideale, traslando la caratteristica verso valori di sollecitazione più elevati a parità di induzione:

$$H_{eff}(B) = BF \cdot H_{Epstein}(B) \quad (2.14)$$

In aderenza alla prassi costruttiva e alle tolleranze industriali, sono stati adottati coefficienti differenziati in base alla complessità e alla topologia del nucleo: è stato assegnato un fattore $BF = 1.15$ per i sistemi a cinque colonne e per i banchi monofasi, mentre per il nucleo trifase a tre colonne si è optato per un valore più cautelativo pari a 1.20, al fine di rispecchiare l'andamento spaziale dei flussi strutturalmente più tormentato e disuniforme in corrispondenza dei nodi di giunzione a T dei gioghi. L'unione tra i dati dimensionali delle sezioni e le curve reali così corrette permette di mappare simultaneamente la risposta macroscopica del trasformatore e le sollecitazioni materiche microscopiche ad essa sottese, mettendo in relazione dinamica il punto di lavoro magnetico simulato con le corrispondenti prestazioni e perdite specifiche del lamierino.

Regolarizzazione delle curve magnetiche e robustezza numerica. Le caratteristiche magnetiche ottenute tramite il processo di digitalizzazione dei dati di targa non possono essere impiegate in forma grezza per la parametrizzazione dei rami non lineari del nucleo. La trasposizione di rilievi empirici nel dominio della simulazione dinamica racchiude, infatti, severe insidie computazionali: i campioni digitalizzati risentono spesso di rumore di lettura, coordinate duplicate, locali inversioni di pendenza o una parziale indeterminatezza nelle regioni asintotiche. Sotto l'azione delle correnti geomagneticamente indotte, che imprimono al flusso un massiccio sbilanciamento unidirezionale, tali imperfezioni si traducono istantaneamente in discontinuità derivate e matrici Jacobiane malcondizionate, innescando oscillazioni numeriche fittizie o il totale fallimento della convergenza del solutore transitorio.

Per questa ragione, i vettori del campo magnetico e dell'induzione vengono sottoposti a una preventiva procedura di condizionamento geometrico e regolarizzazione matematica, articolata secondo precisi vincoli fisici:

- **Epurazione e vincolo di monotonia differenziale:** Il dataset viene depurato da coordinate ridondanti o non definite, ordinando i punti in funzione del campo magnetico crescente. Al fine di garantire la stabilità dei solutori a passo variabile, viene imposto il rigido vincolo di monotonia non decrescente della curva costitutiva; qualunque micro-fluttuazione locale o inversione di pendenza derivante dall'approssimazione grafica viene sistematicamente appiattita, assicurando che la permeabilità differenziale si mantenga sempre strettamente positiva.
- **Costruzione dei punti extra in prossimità dell'origine:** Un aspetto critico per la robustezza del calcolo risiede nella definizione dello stato magnetico a riposo. I rilievi sperimentali commerciali raramente tracciano con elevata densità di punti la transizione iniziale dall'origine degli assi. Per ovviare a questa lacuna, la curva viene arricchita mediante l'inserimento artificiale di micro-coordinate collocate a ridosso dello zero assoluto. Questo addensamento controllato di punti geometrici intermedi dota il tratto iniziale di una pendenza regolare e priva di discontinuità d'angolo. Dal punto di vista numerico, tale ancoraggio offre al solutore un punto di equilibrio stabile durante la fase di magnetizzazione a vuoto che precede l'inserzione della GIC, scongiurando divisioni per zero o singolarità di matrice quando la macchina opera in regime lineare a bassissimi campi.

- **Allungamento asintotico in saturazione profonda e imposizione della pendenza lineare:** La polarizzazione asimmetrica indotta dal disturbo geomagnetico costringe il nucleo a lavorare in regioni di saturazione estrema, caratterizzate da valori di campo magnetico di diversi ordini di grandezza superiori rispetto ai limiti fisici dei cataloghi industriali. Per impedire che il software si trovi a estrapolare l'induzione in modo orizzontale o indeterminato, la coda della curva viene estesa analiticamente introducendo punti fittizi distanziati fino a livelli di campo intensissimi. L'aspetto centrale di questa estensione risiede nella scelta della pendenza di raccordo, la quale viene vincolata esplicitamente a replicare il valore della permeabilità magnetica del vuoto (μ_0). Questa imposizione risponde a un preciso principio termodinamico: una volta che l'elevatissimo campo magnetico continuo ha orientato la totalità dei domini ferromagnetici del lamierino, il materiale esaurisce la sua capacità intrinseca di allineamento e di amplificazione del flusso. Superata tale soglia di saturazione intrinseca, il ferro si comporta magneticamente come lo spazio libero; l'induzione addizionale può crescere solo linearmente con pendenza pari a μ_0 . Fornire al modello questa pendenza asintotica corretta permette di rispecchiare la reale fisica del mezzo saturo e garantisce che la riluttanza differenziale tenda a un valore finito e stabile, consentendo la convergenza fluida delle equazioni differenziali del sistema.

Questa complessa procedura di regolarizzazione non viene introdotta per alterare il comportamento o il valore nominale del materiale scelto dal costruttore, ma per blindare la tenuta matematica dell'intero impianto di simulazione. Preservando l'andamento sperimentale della caratteristica nel range operativo ordinario, il condizionamento geometrico elimina alla radice le irregolarità puntuali, strutturando un dominio numerico asettico capace di sostenere la stabilità del calcolo anche sotto i regimi asimmetrici più severi e brutali previsti dalla campagna parametrica.

Parametrizzazione del carico trifase equivalente. Il carico è configurato in forma equivalente e parametrica, consentendo di variare linearmente il coefficiente di carico adimensionale durante le successive analisi parametriche senza alterare la topologia strutturale del modello.

In linea generale, la potenza apparente trifase nominale richiesta dall'utenza viene determinata come frazione della potenza nominale di targa della macchina attraverso la relazione:

$$S_3 = S_n \cdot k_{load} \quad (2.15)$$

dove S_n rappresenta la potenza nominale trifase di riferimento per la commessa in esame e k_{load} individua il fattore di carico espresso in unità relative.

A partire dal valore di potenza apparente e in funzione del fattore di potenza imposto, si ricavano analiticamente i contributi della potenza attiva e della potenza reattiva del carico:

$$P_3 = S_3 \cdot \cos \varphi \quad (2.16)$$

$$Q_3 = S_3 \sqrt{1 - \cos^2 \varphi} \quad (2.17)$$

All'interno di questo impianto modellistico, tuttavia, si è compiuta una scelta cruciale fissando il fattore di potenza rigidamente pari all'unità ($\cos \varphi = 1$). Di conseguenza, la componente induttiva del carico scompare interamente dalle equazioni costitutive, annullando la potenza reattiva lato utilizzatore ($Q_3 = 0$) e facendo coincidere la potenza apparente con la sola potenza attiva ($P_3 = S_3$).

Questa imposizione non costituisce una mera semplificazione algebrica, ma risponde a una precisa necessità metodologica ed elettrotecnica: l'adozione di un carico puramente resistivo permette di escludere a priori qualsiasi mutua interazione dinamica, risonanza parallelo o sfasamento indotto da impedenze reattive esterne alla macchina. In questo modo, ogni frazione di potenza reattiva addizionale assorbita dal sistema e misurata ai morsetti di alimentazione della rete sorgente risulta matematicamente e fisicamente imputabile, in modo biunivoco, alla sola suscettibilità intrinseca del nucleo ferromagnetico in risposta alla saturazione asimmetrica provocata dalle GIC.

Attraverso la conoscenza della tensione nominale del lato di utilizzo, l'algoritmo determina quindi il valore della resistenza equivalente di fase. Indipendentemente dal gruppo vettoriale della macchina attiva, il carico è realizzato sempre nella medesima forma: una terna di resistenze di fase collegate a stella con centro stella connesso a terra. La resistenza di fase viene sintetizzata direttamente dalla potenza richiesta e dalla tensione concatenata del secondario:

$$R_Y = \frac{V_{LL}^2}{S_3} \quad (2.18)$$

Questa configurazione unica garantisce che il bilancio delle potenze reali sia rispettato per tutte le commesse, mantenendo isolata e non inquinata la risposta magnetica del trasformatore sotto analisi.

2.2 Architettura top-level del modello

L'architettura del modello Simulink/Simscape è stata sviluppata secondo criteri di modularità e invarianza topologica, definendo una struttura di base condivisa per tutte le commesse industriali esaminate. Tale impostazione garantisce l'assoluta omogeneità delle condizioni al contorno imposte alle diverse macchine e standardizza le routine di estrazione dei dati in post-processing.

Come illustrato in Figura 2.1, il modello distingue nettamente una linea principale di trasmissione della potenza trifase, sviluppata in senso orizzontale, e un ramo di sbilanciamento geomagnetico, connesso in derivazione sul neutro del trasformatore. La catena funzionale complessiva è costituita da sei elementi discreti posizionati al livello top-level:

1. **Sorgente trifase programmabile di rete:** schematizza l'infrastruttura elettrica a monte del nodo;
2. **Blocco di misura lato sorgente:** acquisisce i flussi energetici e i profili d'onda in ingresso;
3. **Ramo di terra per l'iniezione GIC:** interfaccia di immissione della perturbazione in corrente continua;
4. **Sottosistema TransformerSystem:** il nucleo centrale della simulazione, destinato ad ospitare le varianti delle macchine sotto saggio;
5. **Blocco di misura lato carico:** monitora le grandezze elettriche sul secondario della macchina;
6. **Carico trifase equivalente:** elemento passivo di chiusura energetica del sistema.

Il vantaggio cardine di questa topologia risiede nel disaccoppiamento concettuale tra la rete esterna e la macchina sotto saggio. Qualunque sia la commessa attiva, l'architettura top-level rimane rigorosamente immutata. Il blocco `TransformerSystem` opera di fatto come una "scatola nera" strutturale: le profonde differenze costruttive, geometriche e magnetiche che caratterizzano i diversi trasformatori vengono confinate all'interno del sottosistema, consentendo alle interfacce di misura e di alimentazione di rimanere identiche per tutti i casi studio.

L'invarianza di questa sequenza funzionale assicura che ogni variazione riscontrata nelle metriche sia univocamente ascrivibile alle proprietà intrinseche della variante di nucleo attiva al centro del modello, e non a mutazioni della topologia della rete esterna.

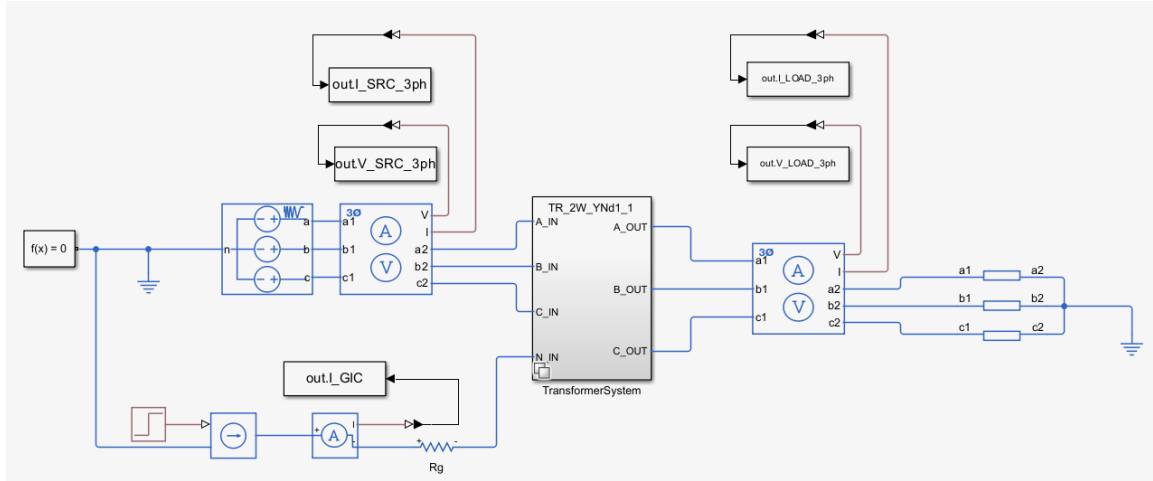


Figura 2.1: Architettura top-level del modello Simulink/Simscape. La catena funzionale comprende la sorgente trifase equivalente con rampa di accensione, l'interfaccia di misura lato sorgente, il ramo di iniezione GIC connesso in derivazione sul neutro del primario, il sottosistema `TransformerSystem`, il blocco di misura lato carico e il carico stesso di chiusura del sistema.

2.2.1 Sorgente trifase e blocco di misura lato alimentazione

Il comparto di monte del modello definisce l'infrastruttura elettrica di alimentazione e formalizza le proprietà di corto circuito della rete elettrica esterna che interagisce con il trasformatore, stabilendo la rigidità del nodo sotto saggio.

Dal punto di vista della modellazione circuitale, la rete è schematizzata mediante un blocco di sorgente trifase programmabile di Simscape (*Three-Phase Programmable Voltage Source*), integrato in serie a un'impedenza equivalente di corto circuito. La sorgente è definita sulla base della tensione nominale di linea della specifica commessa e parametrizzata impostando un'impedenza relativa $Z_{\text{source}} = 0.05 \text{ p.u.}$ associata a un rapporto tra reattanza e resistenza $X/R = 20$. Tale scelta rispecchia i parametri standard di letteratura per i nodi di trasmissione ad altissima tensione (EHV), intrinsecamente dominati dalla componente induttiva delle linee e dei grandi generatori sincroni, definendo un riferimento di *grid strength* costante per l'intera campagna di simulazione.

La natura programmabile della sorgente è stata attivamente sfruttata per risolvere un cruciale problema di condizionamento numerico del solutore transitorio di Simscape. L'applicazione istantanea e a gradino di una terna sinusoidale a $t = 0$ su circuiti fortemente induttivi e non lineari, quali i rami magnetizzanti dei trasformatori, genera variazioni repentine e derivate

teoricamente infinite nelle variabili di stato, traducendosi in gravi problemi di convergenza ed errori del solutore. Per aggirare tale criticità, la sorgente implementa una rampa lineare di salita della tensione: il modulo della terna AC viene elevato in modo continuo da zero al valore nominale di 1.0 p.u. in un arco temporale di 2 secondi. In questo modo, l'energia si accumula gradualmente nel circuito magnetico, stabilizzando il regime sinusoidale permanente simmetrico prima dell'iniezione del disturbo continuo.

Immediatamente a valle dell'impedenza di rete è installato il blocco di misura lato sorgente. Questo modulo è costituito da un sensore trifase ideale di tensione e corrente (*Three-Phase Current-Voltage Sensor*) configurato per misurare le tensioni di fase riferite alla terra del modello (*phase-to-ground*) e le correnti di linea entranti. I segnali istantanei vengono campionati e indirizzati verso lo spazio di memoria di MATLAB mediante blocchi *To Workspace*, assumendo le denominazioni universali di:

- V_SRC_3ph : vettore delle tre tensioni di fase lato alimentazione;
- I_SRC_3ph : vettore delle tre correnti di linea lato alimentazione.

Nel codice di post-processing, i vettori di tensione e corrente lato rete (V_SRC_3ph e I_SRC_3ph) vengono elaborati all'interno della finestra di regime stazionario (*on_window*) per una caratterizzazione multifunzionale e completa del comportamento elettrico del sistema a monte della macchina. Questi segnali permettono di quantificare l'assorbimento addizionale di potenza reattiva (ΔQ) e la conseguente variazione di potenza attiva utile (ΔP) trasferita, fornendo al contempo la base analitica per l'estrazione del contenuto armonico riversato dal trasformatore verso la sorgente (dalla 2^a alla 5^a componente RMS), originato direttamente dalla saturazione asimmetrica del nucleo ferromagnetico. Inoltre, l'elaborazione del vettore V_SRC_3ph consente di valutare la diminuzione percentuale della tensione efficace ai morsetti (ΔV); tale fenomeno è causato dal massiccio assorbimento di potenza reattiva, il quale determina una significativa caduta di potenziale lungo l'impedenza di corto circuito della rete (Z_{source}). I medesimi segnali acquisiti in condizioni di controllo a GIC nulla concorrono infine a definire la componente elettrica della *Baseline* nominale del sistema, offrendo il termine di confronto necessario per isolare matematicamente gli incrementi netti associati all'evento perturbativo.

2.2.2 Ramo GIC e misure lato alimentazione

Il comparto di ingresso del modello definisce le condizioni di eccitazione geomagnetica della macchina. Fisicamente disaccoppiato dalla linea di potenza principale, il disturbo si sviluppa a partire dal centro stella del lato di ingresso del trasformatore, realizzando un circuito connesso in derivazione (shunt) tra il neutro del primario attivo e il nodo di terra del modello.

L'interazione temporale tra la forzante alternata e quella continua è stata accuratamente temporizzata per salvaguardare l'integrità del calcolo numerico. Una volta consolidato il regime AC tramite la rampa iniziale della sorgente, un blocco di comando di tipo *Step* attiva il disturbo geomagnetico al tempo $t = t_{\text{GIC}}$. L'architettura del ramo prevede un generatore di corrente continua controllato, programmato per iniettare l'esatto valore di corrente GIC previsto dal piano di prova, secondo la legge temporale:

$$I_{\text{neutral}}(t) = I_{\text{GIC}} \cdot \mathcal{H}(t - t_{\text{GIC}}) \quad (2.19)$$

dove I_{GIC} rappresenta l'intensità della corrente continua forzata nel circuito e $\mathcal{H}$ definisce la funzione a gradino di Heaviside.

Il circuito del ramo si chiude verso il riferimento di terra interponendo una resistenza di neutro (R_n), la quale assolve il compito di modellare l'impedenza ohmica equivalente della griglia di messa a terra della sottostazione elettrica reale. Un sensore amperometrico ideale acquisisce la corrente effettiva nel ramo, esportando la variabile I_{GIC} verso il Workspace mediante un blocco *To Workspace*. Questa misura opera come canale di validazione numerica, certificando in post-processing l'esatta corrispondenza tra la corrente teorica impostata nello script e quella che attraversa i nodi fisici del solutore. In questo modo, trattando la GIC come una pura forzante di corrente in ingresso, lo studio può quantificare rigorosamente l'effetto indotto, valutando l'entità del bias magnetico conseguente (B_{bias}) sul nucleo e la complessiva risposta elettrica della macchina in regime permanente distorto.

2.2.3 Sottosistemi di misura e di carico

Il comparto di terminazione del modello gestisce l'interfaccia di uscita del sistema attraverso la misurazione delle grandezze elettriche sul secondario e la successiva dissipazione energetica nel carico.

La cattura dei segnali sul lato d'uscita è affidata a un sensore trifase ideale integrato al livello top-level, interposto in serie tra l'uscita del `TransformerSystem` e le resistenze di carico. Questa disposizione esporta verso il Workspace i vettori temporali `V_LOAD_3ph` e `I_LOAD_3ph`, registrando i profili d'onda al carico.

A differenza delle modellazioni di rete standard, in questo studio si è optato tassativamente per l'impiego di un blocco di carico a rami puramente resistivi (R). L'assenza di induttanze lato utente garantisce che non vi siano assorbimenti reattivi fisiologici dipendenti dalla frequenza. In questo modo, l'eventuale assorbimento addizionale di potenza reattiva (ΔQ) registrato a monte risulta univocamente ascrivibile alla saturazione magnetica del trasformatore. Il carico resistivo opera così come un puro sensore passivo, quantificando tramite la variazione di potenza attiva utile (ΔP) le ripercussioni della caduta di tensione di rete.

La chiusura elettrica del modello è realizzata direttamente al livello top-level, senza alcun sottosistema dedicato: il carico è costituito da una resistenza per ciascuna fase, con le tre resistenze collegate a stella e centro stella stabilmente connesso a terra. Questa scelta strutturale risponde a precise e stringenti necessità di natura elettrotecnica, di stabilità del solutore Simscape e di efficienza del codice:

1. **Ancoraggio matematico e riferimento per il solutore:** I secondari di diverse macchine in esame operano come reti isolate. In ambiente Simscape, la simulazione di un'isola galvanica totale genera una singolarità nella matrice del solutore a causa dell'assenza di un nodo di riferimento a 0 V. La connessione a terra del centro stella della terna resistiva fornisce al software il potenziale zero indispensabile per la convergenza numerica delle equazioni differenziali, garantendo la stabilità del run indipendentemente dal gruppo di collegamento della macchina attiva;
2. **Invarianza topologica ed equivalenza energetica:** Sotto il profilo elettrotecnico, a parità di potenza attiva totale assorbita, la scelta di una topologia a stella rispetto a una a triangolo risulta perfettamente equivalente ai fini del comportamento riflesso al primario del trasformatore. Inoltre, poiché le GIC si configurano come una forzante in corrente continua che interessa esclusivamente il circuito di neutro del lato primario, esse risultano galvanicamente isolate rispetto al circuito secondario. Il carico assume quindi il solo ruolo di definire il punto di lavoro nominale in alternata (AC baseline), rendendo superflua qualsiasi differenziazione topologica del carico tra le diverse commesse.

La sintesi del valore ohmico di fase (R_p) viene eseguita in automatico dallo script di sweep iniziale in funzione della sola potenza nominale e della tensione del secondario della macchina, permettendo di variare l'assorbimento senza alterare la struttura del modello.

2.2.4 Articolazione generale del TransformerSystem

Il TransformerSystem è stato concepito come un *Variant Subsystem* che raccoglie tutte le commesse analizzate nella tesi, ciascuna implementata come blocco variante dedicato. All'interno di ogni variante è presente la parte elettrica della macchina, cioè l'insieme degli avvolgimenti effettivamente attivi del caso studiato, i relativi collegamenti interni e i sensori di corrente posti in serie ai rami di avvolgimento. Tale parte elettrica è direttamente accoppiata al nucleo magnetico effettivo della macchina: ciascuna variante racchiude e implementa rigidamente al proprio interno la sola topologia ferromagnetica nativa prevista dai dati costruttivi di targa.

L'interfaccia esterna del blocco esporta le porte verso il livello *top-level* adottando una struttura universale del tipo:

$$A_IN, B_IN, C_IN, N_IN \quad e \quad A_OUT, B_OUT, C_OUT, N_OUT.$$

Questa scelta è stata introdotta per evitare che il modello fosse vincolato fin dall'inizio ai nomi fisici o alle tensioni specifiche dei lati della macchina. L'uso di una nomenclatura universale delle porte consente quindi di mantenere costante la struttura della rete, demandando alla variante attiva del trasformatore l'associazione tra porte esterne e significato fisico dei lati. In questo senso, il lato elettricamente alimentato viene sempre trattato come primario del sottocaso modellato ($_IN$), mentre il lato opposto viene trattato come secondario ($_OUT$).

Un criterio cardine e trasversale adottato nella modellazione è stato quello di rappresentare ed elettrificare, per ciascun caso, soltanto **due avvolgimenti realmente attivi**. Ciò significa che, indipendentemente dal fatto che la macchina originaria fosse a due avvolgimenti oppure a tre avvolgimenti con terziario, nel modello vengono mantenuti e simulati soltanto i due rami direttamente coinvolti nel sottocaso in esame. Questa scelta è stata introdotta per ragioni di pulizia strutturale, massima robustezza numerica del solutore e totale trasparenza nell'interpretazione delle misure.

2.2.5 Trasformatori a due avvolgimenti (Commesse 1, 2 e 3)

Le commesse 1, 2 e 3 corrispondono originariamente a trasformatori trifase nativamente a due avvolgimenti. Dal punto di vista costruttivo, si tratta in tutti e tre i casi di macchine concepite con nucleo trifase a 5 colonne a mantello. Il primario è collegato a stella con neutro accessibile, mentre il secondario è collegato in triangolo. Le commesse 1 e 3 sono associate al gruppo YNd1, mentre la commessa 2 è associata al gruppo YNd11.

Nel `TransformerSystem`, la commessa 1 è implementata mediante la variante `TR_2W_YNd1_1`, la commessa 2 mediante la variante `TR_2W_YNd11` e la commessa 3 mediante la variante `TR_2W_YNd1_3`. Ciascun sottosistema integra direttamente al proprio interno l'effettivo circuito magnetico a 5 colonne.

Per queste tre commesse, la nomenclatura degli avvolgimenti implementata nel modello segue una regola rigida basata sul lato di appartenenza e sull'identificativo di fase tramite carattere jolly:

- Gli avvolgimenti del lato primario vengono denominati come `W_1_*` (ovvero `W_1_A`, `W_1_B`, `W_1_C`), connessi ai terminali di ingresso e richiusi sul neutro comune `N_IN`;
- Gli avvolgimenti del lato secondario vengono identificati come `W_2_*` (ovvero `W_2_A`, `W_2_B`, `W_2_C`), i cui terminali vengono ricombinati internamente in triangolo per fare capo alle uscite di linea.

Dal punto di vista della documentazione grafica, non viene inserito lo screenshot della variante della commessa 3 poiché condivide lo stesso identico gruppo vettoriale (YNd1), la medesima disposizione spaziale degli avvolgimenti e lo stesso layout del nucleo a 5 colonne della commessa 1. La figura risulterebbe un'esatta replica visiva dello schema illustrato in Figura 2.2, in quanto a variare sono esclusivamente i parametri numerici interni dei singoli blocchi.

I sensori dedicati acquisiscono le correnti proprie dei rami attivi mediante la nomenclatura omogenea `tS_I_W*`: tali grandezze alimentano il bilancio ampere-spira per la ricostruzione della corrente magnetizzante, il calcolo delle perdite Joule di avvolgimento e l'analisi del contenuto armonico riversato in rete.

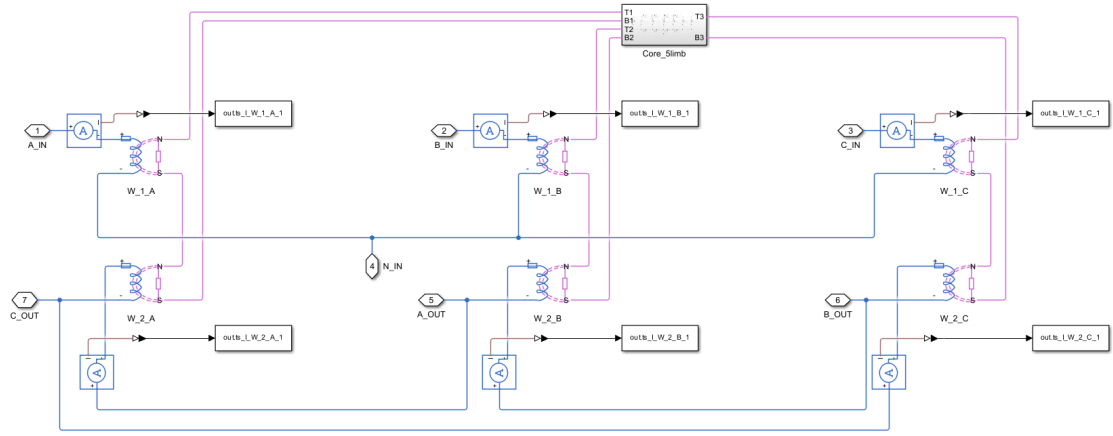


Figura 2.2: Schema interno della variante TR_2W_YNd1, utilizzata per le commesse 1 e 3. Il modello rappresenta un trasformatore trifase a due avvolgimenti, con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd1 (indice orario 1).

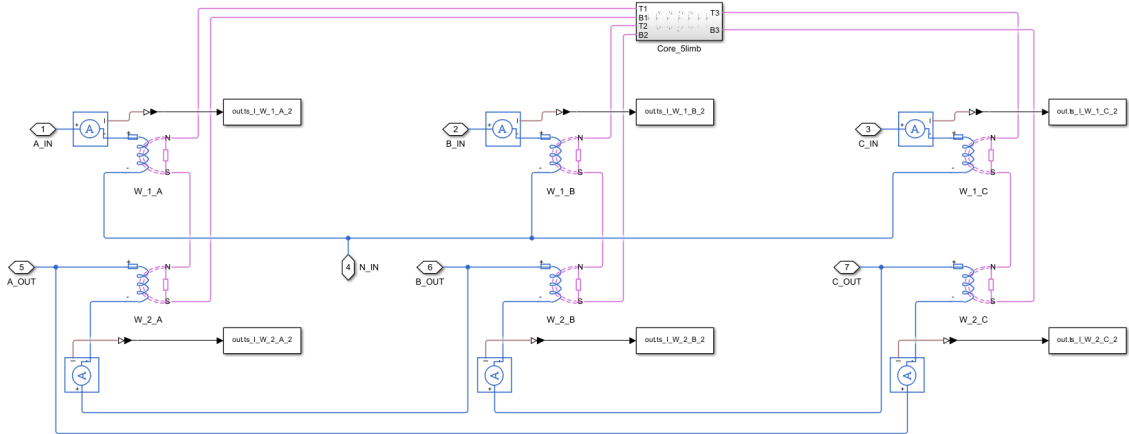


Figura 2.3: Schema interno della variante TR_2W_YNd11, utilizzata per la commessa 2. Il modello rappresenta un trasformatore trifase a due avvolgimenti, con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd11 (indice orario 11).

2.2.6 Autotrasformatori (Commesse 4 e 5)

Le commesse 4 e 5 corrispondono originariamente ad autotrasformatori trifase equipaggiati nella realtà d'impianto con tre avvolgimenti complessivi, inclusivo di un terziario ausiliario. Coerentemente con i criteri generali della tesi, nel modello vengono valutati esclusivamente i

primi due terminali associati al canale principale di trasferimento della potenza, escludendo il terzo avvolgimento. Nel `TransformerSystem`, la commessa 4 è descritta dalla variante `ATR_3PH_3COL`, mentre la commessa 5 dalla variante `ATR_1PH_3COL_BANK`. Entrambe le strutture elettriche sono configurate secondo il gruppo vettoriale `YNa0`, con primario e secondario disposti a stella e riferiti al medesimo neutro comune `N_IN`.

Nonostante la medesima finalità elettrica, le due commesse differiscono radicalmente per la topologia del circuito magnetico integrato all'interno del rispettivo sottosistema:

- La **commessa 4** incorpora un effettivo nucleo ferromagnetico trifase a **3 colonne** (*3-limb*), in cui i flussi delle tre fasi interagiscono all'interno della medesima struttura di gioghi;
- La **commessa 5** è invece costituita da un **nucleo trimonofase**, ovvero da un banco di tre nuclei magnetici monofase distinti e fisicamente indipendenti per ciascuna linea, azzerando qualsiasi accoppiamento magnetico mutuo nei gioghi tra le fasi.

Dal punto di vista della nomenclatura elettrica interna, la natura di autotrasformatore impone la scomposizione dei rami attivi in avvolgimenti di serie e avvolgimenti comuni per ciascuna fase:

- I rami d'avvolgimento di serie vengono identificati dalla sigla `W_S_*` (`W_S_A`, `W_S_B`, `W_S_C`);
- I rami d'avvolgimento comune vengono identificati dalla sigla `W_C_*` (`W_C_A`, `W_C_B`, `W_C_C`).

La corrente di linea primaria entra nei rami di serie `W_S_*`, mentre il secondario viene derivato dal nodo intermedio di presa che separa l'avvolgimento di serie da quello comune, con quest'ultimo che si richiude direttamente sul terminale di neutro.

I sensori dedicati acquisiscono le correnti proprie dei rami attivi mediante la nomenclatura omogenea `tS_I_W_*`: tali grandezze alimentano il bilancio ampere-spira per la ricostruzione della corrente magnetizzante, il calcolo delle perdite Joule di avvolgimento e l'analisi del contenuto armonico riversato in rete.

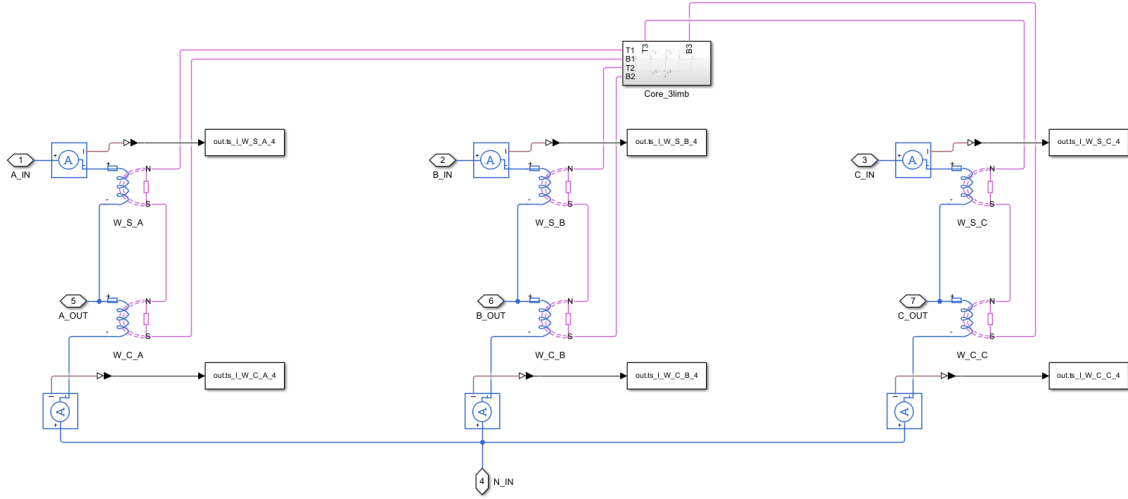


Figura 2.4: Schema interno della variante ATR_3PH_3COL, utilizzata per la commessa 4. Il modello rappresenta un autotrasformatore trifase a due avvolgimenti attivi (serie e comune), con primario e secondario a stella riferiti al medesimo neutro accessibile, secondo il gruppo vettoriale YNa0 (indice orario 0).

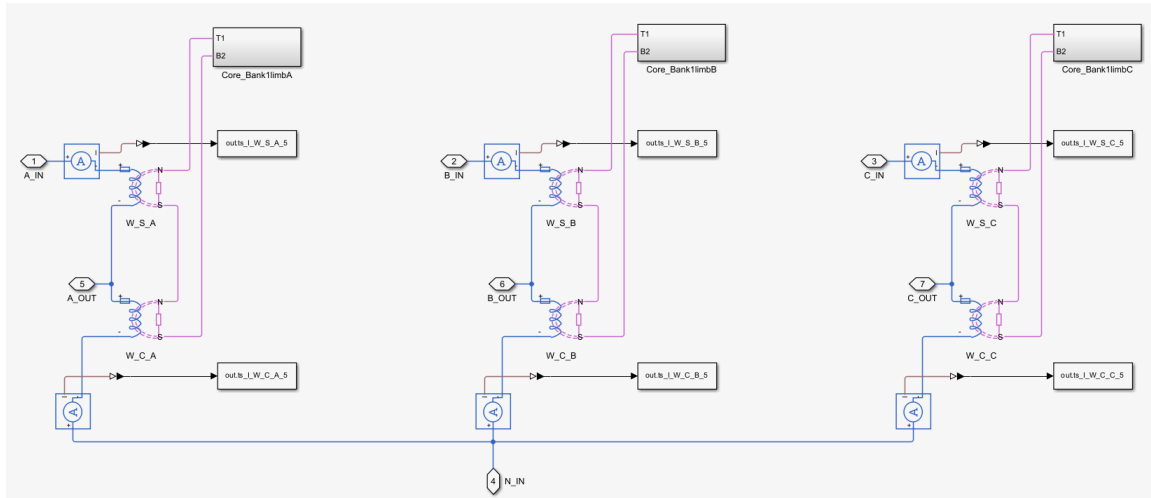


Figura 2.5: Schema interno della variante ATR_1PH_3COL_BANK, utilizzata per la commessa 5. Il modello rappresenta un autotrasformatore trifase a due avvolgimenti attivi (serie e comune), con primario e secondario a stella riferiti al medesimo neutro accessibile, secondo il gruppo vettoriale YNa0 (indice orario 0).

2.2.7 Sottocasi della macrocommessa a tre avvolgimenti (Casi 61, 62 e 63)

La macrocommessa 6 identifica una macchina trifase concepita costruttivamente con tre avvolgimenti disposti su un nucleo a 5 colonne. Nel presente framework, i tre avvolgimenti

complessivi della macchina reale vengono valutati a coppie di due, isolando di volta in volta i canali d'interesse e disattivando il terzo avvolgimento residuo. Nel `TransformerSystem`, il caso 61 corrisponde alla variante `TR_3W_61`, il caso 62 alla variante `TR_3W_62` e il caso 63 alla variante `TR_3W_63`.

La selezione della coppia di avvolgimenti attivi e il riordino dei terminali definiscono l'assegnazione dei nomi dei blocchi nel modello per ciascun sottocaso:

- Il **caso 61** analizza l'accoppiamento tra il primo e il secondo avvolgimento, secondo il gruppo vettoriale `YNyn0`. Gli avvolgimenti primari sono denominati `W_1_*`, mentre i secondari sono mappati come `W_2_*`. In questo specifico sottocaso, il neutro del secondario a stella viene rigorosamente connesso a terra, in modo da offrire un cammino di richiusura alle correnti di sequenza omopolare e da ottenere un riscontro più marcato della terza armonica sul lato secondario;
- Il **caso 62** valuta l'interazione tra il primo e il terzo avvolgimento della macchina, realizzando il gruppo vettoriale `YNd5`. In questa variante, gli avvolgimenti primari sono identificati come `W_1_*`, mentre i rami secondari racchiusi in triangolo corrispondono al terzo avvolgimento fisico della macchina, prendendo il nome di `W_3_*`;
- Il **caso 63** esamina l'accoppiamento tra il secondo e il terzo avvolgimento della macchina reale, operando anch'esso secondo il gruppo vettoriale `YNd5`. Di conseguenza, i rami attivi lato primario prendono il nome di `W_2_*`, mentre i rami attivi lato secondario chiusi in triangolo vengono denominati `W_3_*`.

In coerenza con i criteri di efficienza grafica adottati, non viene allegato lo screenshot della variante del caso 63. Condividendo esso lo stesso identico assetto vettoriale (`YNd5`) e lo stesso nucleo magnetico a 5 colonne del caso 62, la sua struttura a blocchi risulterebbe una replica speculare della Figura 2.7. Le uniche variazioni si concentrano nei parametri costruttivi interni delle bobine, la cui diversità numerica non altera la disposizione del layout visibile.

I sensori dedicati acquisiscono le correnti proprie dei rami attivi mediante la nomenclatura omogenea `ts_I_W_*`: tali grandezze alimentano il bilancio ampere-spira per la ricostruzione della corrente magnetizzante, il calcolo delle perdite Joule di avvolgimento e l'analisi del contenuto armonico riversato in rete.

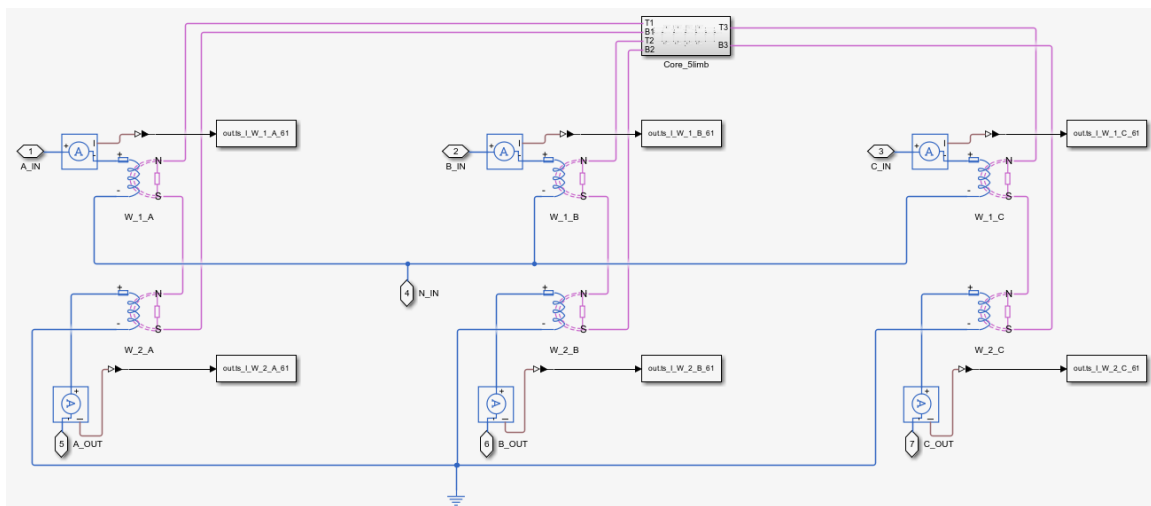


Figura 2.6: Schema interno della variante TR_3W_61, utilizzata per il caso 61. Il modello rappresenta la macchina a due avvolgimenti attivi ($W_{1_}$ e $W_{2_}$), con primario a stella con neutro accessibile e secondario a stella con neutro connesso a terra, secondo il gruppo vettoriale YNyn0 (indice orario 0).

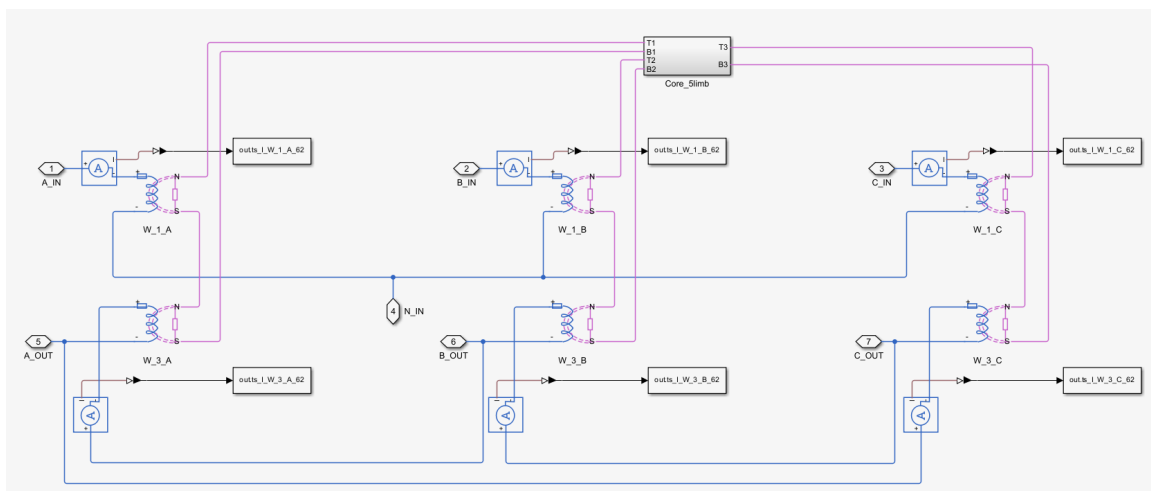


Figura 2.7: Schema interno della variante TR_3W_62, utilizzata per il caso 62. Il modello rappresenta la macchina a due avvolgimenti attivi ($W_{1_}$ e $W_{3_}$), con primario a stella con neutro accessibile e secondario richiuso internamente in triangolo, secondo il gruppo vettoriale YNd5 (indice orario 5).

2.2.8 Costruzione della parte magnetica interna dei nuclei

La caratterizzazione matematica del circuito magnetico costituisce l'elemento cardine per lo studio della suscettibilità alle GIC, poiché l'introduzione della forzante in corrente continua

sposta l'induzione media del ferro provocando una severa saturazione asimmetrica. In questo modello, l'effettivo circuito magnetico è integrato in modo rigido e permanente all'interno del sottosistema di ciascuna variante di commessa, rispettandone la geometria nativa di progetto.

Al fine di riprodurre fedelmente il fenomeno della saturazione e i cicli di isteresi associati, tutti i rami magnetici ferromagnetici del modello sono stati realizzati impiegando i blocchi `NonlinearReluctance` della libreria `Simscape`. Tali blocchi associano a ciascun ramo l'esatta curva di magnetizzazione non lineare del materiale costruttivo di targa caricato in inizializzazione, permettendo al solutore di aggiornare la riluttanza istante per istante in funzione del flusso circolante. Per descrivere in modo completo la chiusura dei flussi all'esterno del nucleo ferromagnetico, a ciascuna topologia sono stati inoltre affiancati dei condotti magnetici lineari equivalenti a permeabilità relativa unitaria ($\mu_r = 1$), deputati a simulare i percorsi di ritorno esterni attraverso l'olio isolante e la cassa metallica, aggregati in rami equivalenti non ferromagnetici.

Nel modello a **3 colonne** (*3-limb*), integrato nativamente all'interno della variante dell'auto-trasformatore della commessa 4, il circuito magnetico ferromagnetico (Figura 2.8) è costituito da tre colonne principali avvolte (`Core_a`, `Core_b` e `Core_c`) collegate superiormente e inferiormente tramite le riluttanze non lineari dei gioghi (`Ytop_*` e `Ybot_*`). Oltre alla struttura in ferro, il modello incorpora due rami laterali addizionali a riluttanza lineare, disposti in parallelo alla struttura, che modellano il percorso di richiusura esterno del flusso omopolare. Poiché il 3 colonne è privo di colonne di ritorno ferromagnetiche, questi due rami costituiscono l'unica via di richiusura disponibile per la componente continua: ciascuno di essi aggrega in un unico ramo equivalente il tragitto attraverso l'olio isolante e la cassa metallica. A tale ramo è assegnata una permeabilità relativa unitaria ($\mu_r = 1$): l'olio dielettrico è intrinsecamente amagnetico, mentre la lamiera della cassa — pur ferromagnetica — è raggiungibile solo attraverso spessori di olio interposti in serie e satura con facilità, cosicché il percorso aggregato si comporta complessivamente come non ferromagnetico ad altissima riluttanza. È proprio questa elevata riluttanza a limitare il flusso continuo che riesce a stabilirsi, all'origine dell'immunità osservata per questa architettura.

Nel modello a **5 colonne** (*5-limb*), incorporato nei sottosistemi delle commesse 1, 2, 3 e della macrocommessa 6, l'architettura magnetica viene estesa per includere i cammini magnetici a bassa riluttanza tipici dei nuclei a mantello (Figura 2.9). La struttura ferromagnetica non lineare comprende le tre colonne principali avvolte, i gioghi di collegamento e due colonne laterali

ferromagnetiche dedicate (Core_L e Core_R), anch'esse modellate con riluttanze non lineari per descrivere la saturazione dei percorsi magnetici di ritorno interni al ferro. In analogia con il modello precedente, anche nella configurazione a 5 colonne sono stati introdotti due rami laterali esterni aggiuntivi a permeabilità unitaria ($\mu_r = 1$), interposti per simulare la frazione minoritaria di flusso di ritorno che sfugge al ferro e si richiude in olio e cassa, in aggiunta alla via principale a bassa riluttanza offerta dalle colonne laterali ferromagnetiche.

Nel modello a **nucleo trimonofase** (banco monofase), sviluppato specificamente per la variante dell'autotrasformatore della commessa 5, il sistema è costituito da un banco di tre nuclei magnetici monofase totalmente indipendenti e fisicamente separati tra le linee. Lo screenshot del modello (Figura 2.10) illustra, per ragioni di sintesi, la struttura magnetica elementare associata a una singola fase della macchina. Ciascuno dei tre nuclei monofase è internamente descritto da una colonna ferromagnetica principale avvolta, soggetta al flusso della rispettiva fase elettrica, e da due rami laterali ferromagnetici di richiusura in ferro che completano l'anello magnetico accoppiato non lineare dell'unità monofase. A questa geometria ferromagnetica sono infine affiancati due rami laterali addizionali lineari a permeabilità unitaria ($\mu_r = 1$), posizionati esternamente per simulare la frazione di flusso di ritorno che si richiude all'esterno del ferro attraverso l'olio isolante e la cassa.

Al fine di rendere direttamente osservabile la dinamica di saturazione e i meccanismi di ripartizione dei flussi sotto l'effetto della GIC, tutti i nuclei sono equipaggiati con una nomenclatura di sensori di flusso standardizzata e omogenea. Il sistema acquisisce ed esporta in post-processing i segnali associati alle colonne principali avvolte (Flux_A_*, Flux_B_* e Flux_C_*), i flussi fluenti nei gioghi superiori e inferiori (Flux_Ytop_* e Flux_Ybot_*) e i flussi dedicati ai cammini di ritorno esterni. In particolare, per il tracciamento dei flussi nelle colonne ferromagnetiche di ritorno laterale, il modello estrae i segnali Flux_L_* e Flux_R_* nei nuclei a cinque colonne e nei banchi trimonofase, dove tali rami sono implementati in ferro non lineare. Per il monitoraggio della frazione di flusso che si richiude all'esterno del ferro, i sensori interposti sui rami di ritorno esterno equivalenti (olio e cassa, $\mu_r = 1$) registrano i canali Flux_AL_* e Flux_AR_*, quantificando con precisione la quota omopolare che abbandona il nucleo a causa della profonda saturazione indotta dal bias della corrente continua. Questa mappatura completa consente di valutare accuratamente la distorsione magnetica e i coefficienti di ripartizione della riluttanza per ciascuna macchina esaminata.

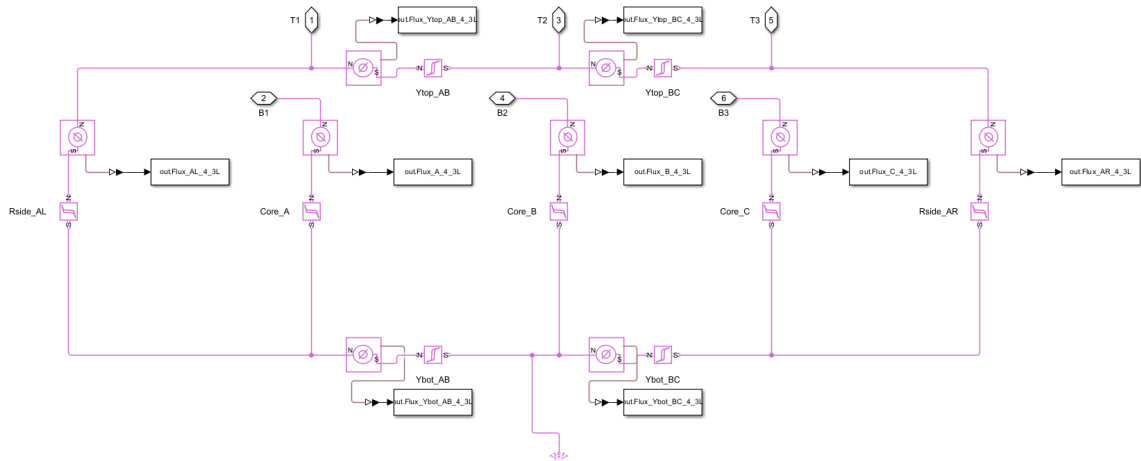


Figura 2.8: Architettura del circuito magnetico a 3 colonne (*3-limb*) integrato nel sottosistema della commessa 4. Le riluttanze non lineari modellano le colonne e i gioghi ferromagnetici, mentre i rami esterni simulano il percorso di ritorno esterno del flusso attraverso l'olio e la cassa (ramo equivalente non ferromagnetico).

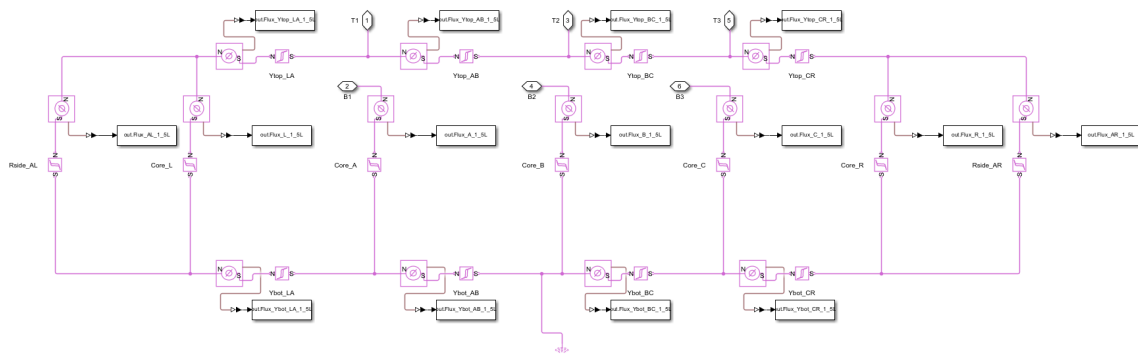


Figura 2.9: Architettura del circuito magnetico a 5 colonne (*5-limb*) integrato nei sottosistemi delle commesse 1, 2, 3 e 6. Oltre alle colonne principali e ai gioghi, le colonne laterali in ferro partecipano alla saturazione, affiancate dai rami lineari per il ritorno esterno in olio e cassa.

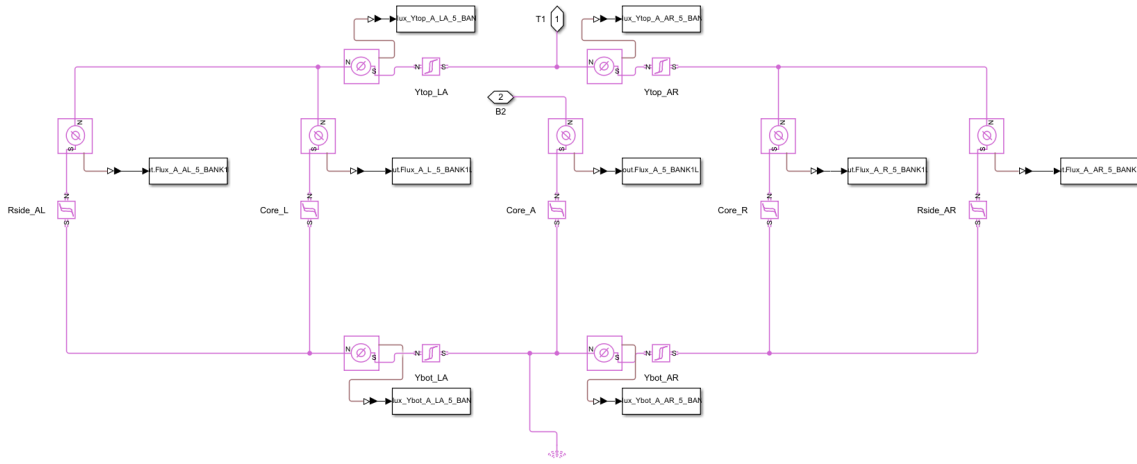


Figura 2.10: Layout del circuito magnetico del nucleo trimonofase associato alla commessa 5, focalizzato sulla singola unità monofase indipendente. Lo schema evidenzia la colonna principale, i due rami laterali ferromagnetici di richiusura in ferro e i due condotti lineari addizionali per il ritorno esterno in olio e cassa.

2.3 Strategia generale di gestione delle varianti

Si è scelto di ricondurre l'intero modello a una struttura top-level unica, centrata su un solo blocco `TransformerSystem`, implementato come *Variant Subsystem*. In questa impostazione, la selezione del caso attivo avviene direttamente tramite la variabile globale `type_case`, fatta coincidere con il numero identificativo della commessa. Il caso fisico studiato viene così richiamato dinamicamente come variante pre-compilata del blocco trasformatore.

Questa scelta produce una corrispondenza biunivoca e diretta tra la macchina reale da simulare e la struttura Simulink effettivamente attivata. In particolare:

- `type_case=1, 2, 3` selezionano le tre varianti relative ai trasformatori a due avvolgimenti;
- `type_case=4, 5` selezionano le varianti associate agli autotrasformatori trifase (rispettivamente con nucleo a 3 colonne e a banco trimonofase);
- `type_case=61, 62, 63` selezionano direttamente i tre modelli a coppie di avvolgimenti derivati dalla macrocommessa 6.

La variabile `type_case` costituisce pertanto il vero, unico e centralizzato selettore del modello. Questa impostazione risponde a una precisa logica metodologica: anziché costruire un

ambiente top-level che muti la propria architettura di rete o di carico al variare della famiglia di macchina, si è preferito mantenere assolutamente costante e invariante l'architettura esterna di interfacciamento. L'intera variabilità costruttiva legata alla geometria degli avvolgimenti e alla topologia del circuito magnetico viene interamente delegata all'interno del sottosistema `TransformerSystem`.

Nel modello non esiste alcun sottoblocco selettore magnetico o di carico secondario: ogni variante richiamata da `type_case` ospita nativamente al proprio interno il suo circuito magnetico effettivo (5 colonne per i casi 1, 2, 3 e 6; 3 colonne per il caso 4; trimonofase per il caso 5) e si interfaccia in modo rigido con il medesimo blocco di carico a stella con neutro a terra.

Il framework si concretizza in un'architettura a top-level universale snella ed efficiente, governata da un solo metadato di sweep strutturale. La variabile `type_case` istanzia contestualmente la corretta disposizione degli avvolgimenti e il rispettivo nucleo magnetico nativo, mentre il blocco di carico a valle garantisce in modo passivo e costante la stabilità matematica e la coerenza energetica dell'intera campagna di simulazione.

2.4 Validazione numerica dei gruppi vettoriali

La validazione numerica dei gruppi vettoriali ha costituito una fase indispensabile dello sviluppo del modello, perché ha permesso di verificare che lo sfasamento tra lato primario considerato e lato utilizzato non fosse soltanto dichiarato nei dati di progetto, ma emergesse realmente dal cablaggio fisico dei rami di avvolgimento implementati in Simulink/Simscape. Questo punto è particolarmente importante nel contesto della tesi, poiché gran parte delle grandezze successivamente analizzate (correnti di avvolgimento, corrente magnetizzante ricostruita, flussi di colonna e risposta in potenza reattiva) dipendono in modo diretto dalla correttezza della struttura elettrica interna del trasformatore. Un errore di cablaggio nel gruppo vettoriale comprometterebbe quindi non solo la coerenza fasoriale del caso, ma l'interpretazione fisica dell'intera campagna di simulazione.

Per questa ragione, la validazione dei gruppi vettoriali è stata trattata come un passaggio autonomo e preliminare rispetto agli sweep GIC. L'obiettivo della procedura non era valutare la severità del fenomeno geomagnetico, ma controllare che la macchina, nella configurazione elettrica implementata, producesse effettivamente il clock corretto tra il lato sorgente e il lato di uscita oppure, nei casi delle macchine originariamente a tre avvolgimenti, tra i due lati attivi

effettivamente mantenuti nel modello.

Il principio generale della procedura è rimasto invariato. La validazione è stata costruita confrontando le tensioni concatenate lato sorgente con le tensioni concatenate lato utilizzato, in condizioni di funzionamento quasi a vuoto e in assenza di GIC. Indicando con $\underline{V}_{AB}^{(src)}$ il fasore fondamentale della tensione concatenata lato sorgente e con $\underline{V}_{ab}^{(load)}$ il fasore fondamentale della tensione concatenata lato utilizzato, l'angolo di sfasamento è stato determinato come:

$$\text{clock} = \text{mod} \left(\text{round} \left(\frac{\Delta\theta}{30^\circ} \right), 12 \right) \quad (2.20)$$

dove l'operazione $\text{mod}(\cdot, 12)$ serve a riportare il risultato nell'intervallo da 0 a 11, coerentemente con la notazione ad orologio dei gruppi vettoriali.

Le condizioni di simulazione utilizzate per la validazione sono state scelte in modo da escludere il contributo della GIC e dei transistori non pertinenti. La procedura è stata eseguita con corrente GIC nulla, in una finestra temporale interamente collocata nel tratto pre-evento, con macchina in quasi-vuoto o con carico numericamente molto debole, e con una durata di simulazione sufficiente a garantire il raggiungimento di un regime sinusoidale stabile. Nella configurazione adottata del framework, la finestra di riferimento utilizzata per la validazione è stata scelta nel tratto

$$[19.6, 19.8] \text{ s}, \quad (2.21)$$

in modo da lavorare in una regione sufficientemente lontana dai transistori iniziali e rappresentativa del regime sinusoidale stazionario. La verifica del gruppo vettoriale viene infatti eseguita con $I_{GIC} = 0$ e con un istante di eventuale attivazione della sorgente continua posto oltre il tempo di simulazione scelto; di conseguenza, nel test di validazione il ramo GIC non interviene in alcun tratto della prova.

Dal punto di vista implementativo, le grandezze utilizzate nel confronto fasoriale restano V_SRC_3ph e V_LOAD_3ph . Le tensioni lato sorgente e utilizzato vengono infatti acquisite direttamente al top-level, e il clock osservato deriva esclusivamente dal cablaggio interno del trasformatore.

La procedura di validazione ha avuto anche una funzione molto importante nel debug del modello. In diversi casi, infatti, il controllo del clock ha consentito di distinguere tra tre tipologie di problema:

- errore reale di cablaggio tra i terminali degli avvolgimenti;

- inversione di polarità di un ramo o dei morsetti di uscita;
- semplice incongruenza nella convenzione di misura della tensione lato utilizzato.

Il risultato conclusivo della procedura di verifica può essere sintetizzato in Tabella 2.1.

Tabella 2.1: Corrispondenza tra gruppo vettoriale atteso e clock verificato numericamente nei casi considerati.

Caso	Gruppo vettoriale atteso	Clock atteso
1	YNd1	1
2	YNd11	11
3	YNd1	1
4	YNa0	0
5	YNa0	0
61	YNyn0	0
62	YNd5	5
63	YNd5	5

2.5 Metriche adottate nella tesi

Il framework di simulazione è stato progressivamente consolidato attorno a un insieme di metriche coerenti con l'obiettivo del lavoro, cioè la valutazione della suscettibilità intrinseca della macchina agli effetti dei GIC. Tutte le estrazioni avvengono in *post-processing* operando sui segnali salvati nello spazio di lavoro di MATLAB.

In questo assetto, il set salvato dall'algoritmo centrale di elaborazione comprende come metriche di base, ordinate dalle grandezze elettriche macroscopiche alle grandezze magnetiche interne:

- la variazione della potenza attiva assorbita lato sorgente `Delta_P_MW`;
- la variazione della potenza reattiva assorbita lato sorgente `Delta_Q_MVAR`;
- la variazione percentuale della tensione efficace lato sorgente `Delta_V_percentuale`;
- la variazione delle perdite ohmiche negli avvolgimenti `Delta_Pcu_kW`;

- la variazione del picco assoluto della corrente magnetizzante $\Delta I_{mag_pk_A}$;
- la corrente continua di neutro prescritta $I_{GIC_neutral_A}$ e la componente omopolare di fase $I_{0_phase_A}$;
- il contenuto armonico percentuale delle correnti di linea lato sorgente, espresso come rapporto rispetto alla fondamentale ($Base_Src_H2_pct \dots Base_Src_H5_pct$) e la relativa variazione indotta dalla GIC ($\Delta Base_Src_H2_pct \dots \Delta Base_Src_H5_pct$);
- il contenuto armonico percentuale delle correnti di linea lato carico ($Base_Load_H2_pct \dots Base_Load_H5_pct$) e la relativa variazione indotta dalla GIC ($\Delta Base_Load_H2_pct \dots \Delta Base_Load_H5_pct$);
- il contenuto armonico percentuale della corrente magnetizzante ($Base_Imag_H2_pct \dots Base_Imag_H5_pct$) e la relativa variazione indotta dalla GIC ($\Delta Base_Imag_H2_pct \dots \Delta Base_Imag_H5_pct$);
- il bias della densità di flusso magnetico B_{bias_T} e il picco massimo B_{peak_T} ;
- le perdite specifiche del materiale P_{s_Wpkg} e la potenza apparente specifica S_{s_VAkg} ;
- i picchi di flusso nelle colonne principali (Φ_{Main_Wb}), nei rami di ritorno in ferro ($\Phi_{Ret_Fe_Wb}$) e nei rami di ritorno esterno equivalente in olio e cassa ($\Phi_{Ret_Air_Wb}$);
- gli indici di ripartizione del flusso omopolare ρ_{Ret_Fe} , ρ_{Ret_Air} , ρ_{Ytop} , ρ_{Ybot} ;
- il rapporto di ginocchio massimo $B_{knee_ratio_max}$ e il valore di ginocchio stimato B_{knee_T} .

Logica differenziale comune delle metriche elettriche. Per le grandezze macroscopiche di rete e di avvolgimento, la metrica valutativa è definita in forma differenziale, calcolata come differenza tra il valore assunto nella finestra a regime della simulazione perturbata ($I_{GIC} \neq 0$) e il valore di riferimento misurato nella medesima finestra temporale della run *baseline* ($I_{GIC} = 0$). In forma generale:

$$\Delta M = M_{ON}(I_{GIC}) - M_{ON}(I_{GIC} = 0) \quad (2.22)$$

Questa scelta consente di depurare le misure dagli assorbimenti e dalle distorsioni fisiologiche che la macchina presenta già in condizioni nominali di funzionamento senza GIC — come la corrente magnetizzante propria del ferro, che lavora a ridosso del ginocchio di targa e introduce una quota naturale di non linearità — isolando esclusivamente l’aggravio imputabile alla forzante geomagnetica.

Variazione delle potenze e della tensione lato sorgente. La potenza fondamentale lato sorgente viene ricostruita a partire dai segnali trifase (V_SRC_3ph e I_SRC_3ph). L’aumento netto della potenza attiva assorbita dal sistema in scala megawatt (ΔP_MW) e la variazione della potenza reattiva fondamentale richiesta dal trasformatore entrato in saturazione asimmetrica (ΔQ_MVAR) sono formalizzati come:

$$\Delta P_{MW} = P_{ON}(I_{GIC}) - P_{ON}(I_{GIC} = 0) \quad (2.23)$$

$$\Delta Q_{MVAR} = Q_{ON}(I_{GIC}) - Q_{ON}(I_{GIC} = 0) \quad (2.24)$$

L’assorbimento reattivo anomalo si traduce in una depressione del profilo di tensione ai morsetti di alimentazione, quantificata come variazione percentuale del valore efficace (RMS) della fondamentale rispetto alla condizione *baseline* ($\Delta V_percentuale$):

$$\Delta V_{\%} = \frac{V_{rms,ON}(I_{GIC}) - V_{rms,ON}(I_{GIC} = 0)}{V_{rms,ON}(I_{GIC} = 0)} \cdot 100 \quad (2.25)$$

Variazione delle perdite ohmiche di avvolgimento. Il framework stima l’incremento delle perdite per effetto Joule negli avvolgimenti attivi. La potenza dissipata viene ricostruita nello script `extract_winding_loss_metrics.m` a partire dalle correnti di ramo misurate dai sensori `ts_I_W_*` e dalle resistenze in corrente continua assegnate agli avvolgimenti, sommando i contributi di tutte le fasi di entrambi i lati attivi:

$$P_{cu} = \sum_k R_k I_{k,rms}^2 \quad (2.26)$$

Poiché il valore efficace di una corrente contenente una componente continua soddisfa l’identità $I_{rms}^2 = I_{dc}^2 + I_{ac}^2$, la perdita totale si scompone in modo esatto in due contributi fisicamente

distinti:

$$P_{cu} = \underbrace{\sum_k R_k I_{k,dc}^2}_{P_{cu,dc}} + \underbrace{\sum_k R_k I_{k,ac}^2}_{P_{cu,ac}} \quad (2.27)$$

Il contributo continuo $P_{cu,dc}$ è generato dalla quota di corrente GIC che percorre gli avvolgimenti dotati di un cammino galvanico verso il neutro (tipicamente il primario a stella con neutro a terra), mentre il contributo alternato $P_{cu,ac}$ raccoglie la componente a 50 Hz e tutta la distorsione armonica, presente su entrambi i lati. Lo script calcola e salva separatamente entrambi i termini oltre al totale. Si osserva infine che l'impiego delle resistenze in corrente continua costituisce una stima cautelativa per difetto della quota AC, poiché non cattura l'incremento di resistenza alle frequenze armoniche dovuto a effetto pelle e correnti parassite di avvolgimento.

L'incremento delle perdite ohmiche negli avvolgimenti, espresso direttamente in chilowatt ($\Delta P_{cu,kW}$), è formalizzato come:

$$\Delta P_{cu,kW} = P_{cu,ON}(I_{GIC}) - P_{cu,ON}(I_{GIC} = 0) \quad (2.28)$$

Essa evidenzia la conversione dell'elevata distorsione di corrente in un aggravio termico interno alla macchina, distinto dalla sola risposta terminale.

Metriche di corrente e contenuto armonico. La corrente continua iniettata a neutro ($I_{GIC_neutral_A}$) viene salvata come metrica diagnostica della forzante applicata, associandosi al valore efficace medio della componente omopolare di linea ($I_{0_phase_A}$), calcolato come $i_0(t) = (i_a + i_b + i_c)/3$. L'aggravio sulla corrente magnetizzante a regime permanente deformato viene invece quantificato valutando l'incremento del massimo valore istantaneo assoluto ricostruito tra le tre fasi nell'intervallo di osservazione ($\Delta I_{mag_pk_A}$):

$$\Delta I_{mag,peak} = I_{mag,peak,ABC,ON}(I_{GIC}) - I_{mag,peak,ABC,ON}(I_{GIC} = 0) \quad (2.29)$$

dove la cresta d'onda assoluta è definita da $I_{mag,peak,ABC} = \max(|I_{mag,A}|, |I_{mag,B}|, |I_{mag,C}|)$.

La scelta di adottare il picco differenziale in luogo del valore RMS deriva dalla natura fortemente impulsiva della corrente in presenza di GIC. L'aggiunta di una componente continua sovrapposta al campo magnetico alternato sposta l'onda di induzione spingendola oltre il ginocchio di saturazione esclusivamente durante un singolo semiperiodo (fenomeno noto come *half-cycle saturation*). Di conseguenza, la corrente magnetizzante non cresce in modo

simmetrico, ma esplode in picchi impulsivi unidirezionali, rendendo l'ampiezza di cresta il parametro più rappresentativo della severità del fenomeno.

La valutazione del contenuto armonico è condotta estraendo il valore RMS della fondamentale (H_1) e degli ordini superiori dal secondo al quinto ($h \in \{2, 3, 4, 5\}$), individuando in entrambi i casi il valore massimo tra le tre fasi. L'indicatore adottato è di natura percentuale: ogni armonica viene normalizzata rispetto alla propria fondamentale e definisce così il tasso di distorsione armonica individuale (*Individual Harmonic Distortion*) della porta considerata:

$$\text{IHD}_h = \frac{H_{h,\text{max,ABC}}}{H_{1,\text{max,ABC}}} \cdot 100 \quad [\%] \quad (2.30)$$

Questo calcolo viene applicato in modo omogeneo alle correnti di linea lato rete (Src_H2_pct ... Src_H5_pct), lato carico (Load_H2_pct ... Load_H5_pct) e alla corrente magnetizzante interna (Imag_H2_pct ... Imag_H5_pct). Per ciascuna porta il rapporto percentuale viene calcolato sia nella simulazione di riferimento (Base_*_pct, $I_{GIC} = 0$) sia nella simulazione perturbata, mentre l'incremento netto imputabile alla forzante geomagnetica è quantificato dalla variazione del tasso di distorsione, espressa in punti percentuali:

$$\Delta \text{IHD}_h = \text{IHD}_{h,\text{ON}}(I_{GIC}) - \text{IHD}_{h,\text{ON}}(I_{GIC} = 0) \quad (2.31)$$

L'adozione del rapporto percentuale, in luogo del valore assoluto in Ampere, risponde a una precisa esigenza metodologica di confrontabilità. Le macchine analizzate presentano fondamentali di linea estremamente eterogenee (dalle migliaia di Ampere dei secondari in bassa tensione alle poche centinaia di Ampere dei lati in altissima tensione); una metrica assoluta risulterebbe quindi dominata dalla mera taglia della corrente di base, mascherando la reale gravità della deformazione d'onda. Normalizzando alla fondamentale, l'indicatore diviene adimensionale e direttamente comparabile tra commesse di potenza e livelli di tensione diversi, allineandosi inoltre alle grandezze di riferimento tipiche degli standard di *power quality*. Il riferimento alla *baseline* garantisce infine che la distorsione attribuita alla GIC sia depurata dalla quota fisiologica di non linearità prodotta dal ferro che lavora a ridosso del ginocchio di targa.

Tecnica di estrazione spettrale e potenza fondamentale. La separazione delle singole armoniche dalle forme d'onda distorte non è affidata a una trasformata di Fourier classica (FFT), ma a una **regressione lineare ai minimi quadrati** su una base armonica nota, implementata

negli script `extract_harmonics_metrics.m` e `calc_q_metrics.m`. La FFT, pur essendo lo strumento standard, presenta in questo contesto tre limiti concreti. In primo luogo, essa fornisce risultati esatti solo se la finestra di osservazione contiene un numero esattamente intero di periodi del segnale; in caso contrario l'energia di ciascuna armonica si disperde sulle righe spettrali adiacenti (*spectral leakage*), falsando le ampiezze stimate. In secondo luogo, la FFT richiede un campionamento a passo rigorosamente uniforme, mentre il solutore transitorio di Simscape opera a passo variabile e imporrebbe quindi un ricampionamento preliminare del segnale. In terzo luogo, il massiccio offset continuo introdotto dalla GIC, se non gestito, contamina le righe a bassa frequenza. La regressione ai minimi quadrati aggira simultaneamente tutti e tre i problemi, poiché non impone alcun vincolo sulla lunghezza della finestra né sull'uniformità dei campioni.

Il funzionamento della procedura è il seguente. Il segnale acquisito $y(t)$ viene ipotizzato, per ciascuna armonica di ordine h , esprimibile come combinazione lineare di tre funzioni note: una costante, $\sin(h\omega t)$ e $\cos(h\omega t)$. Detti $t_1, \dots, t_N$ gli istanti di campionamento nella finestra di osservazione, si costruisce la matrice

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & \sin(h\omega t_1) & \cos(h\omega t_1) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \sin(h\omega t_N) & \cos(h\omega t_N) \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

e si cerca il vettore dei tre coefficienti incogniti $\mathbf{c} = [c_0, c_{\sin}, c_{\cos}]^T$ che meglio riproduce i campioni misurati, cioè che risolve ai minimi quadrati il sistema sovradeterminato (N equazioni, una per campione, in sole tre incognite):

$$\mathbf{A} \mathbf{c} = \mathbf{y} \quad (2.33)$$

Questa è la “proiezione” del segnale sulla base armonica: geometricamente, tra tutte le forme d'onda costruibili come costante più sinusoidi di ordine h , si individua quella più vicina al segnale misurato, e i coefficienti $c_{\sin}$ e $c_{\cos}$ così ottenuti rappresentano il contenuto del segnale a quella specifica frequenza. Negli script il sistema è risolto con l'operatore *backslash* di MATLAB (`coef = A\y`), che implementa esattamente la soluzione ai minimi quadrati. L'ampiezza

efficace della componente vale quindi:

$$H_{h,\text{rms}} = \frac{\sqrt{c_{\sin}^2 + c_{\cos}^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.34)$$

L’inserimento esplicito del termine costante c_0 (la colonna di valori unitari nella matrice $\mathbf{A}$) è cruciale in presenza di GIC. Il meccanismo è puramente algebrico: la componente continua impressa dalla forzante geomagnetica è essa stessa una delle funzioni della base, per cui il risolutore le assegna interamente il coefficiente c_0 , lasciando $c_{\sin}$ e $c_{\cos}$ liberi di descrivere la sola oscillazione alla frequenza $h\omega$. Se invece la colonna costante fosse assente, il risolutore sarebbe costretto a spiegare anche il valore medio non nullo del segnale utilizzando le uniche funzioni disponibili, cioè le sinusoidi: su una finestra di durata finita una sinusoidale ha media generalmente non nulla, e il bias verrebbe quindi parzialmente “scaricato” su $c_{\sin}$ e $c_{\cos}$, gonfiando artificialmente le ampiezze armoniche stimate. Questa impostazione corrisponde esattamente a quanto implementato nel codice: in `extract_harmonics_metrics.m` la matrice è costruita come `[ones(size(t_w)), sin(w_h*t_w), cos(w_h*t_w)]` e il primo coefficiente, interpretato come bias DC, viene scartato dal calcolo dell’ampiezza; la stessa struttura a tre colonne è adottata in `calc_q_metrics.m` per l’estrazione del fasore della fondamentale ($h = 1$).

Su tale fasore fondamentale poggia anche il calcolo delle potenze, e ciò spiega *perché*, in regime non lineare, ci si riconduca sistematicamente alla fondamentale. In regime distorto le definizioni elementari

$$S = V I, \quad P = V I \cos \varphi, \quad Q = V I \sin \varphi \quad (2.35)$$

valgono rigorosamente solo per grandezze puramente sinusoidali; quando l’onda è ricca di armoniche (come la corrente magnetizzante sotto GIC) tali formule perdono significato univoco e occorre adottare la scomposizione della *IEEE Std 1459*. Si tratta dello standard IEEE che definisce le grandezze di potenza in condizioni non sinusoidali e squilibrate: il suo principio cardine è separare la potenza scambiata alla sola frequenza fondamentale (potenza attiva P_1 e reattiva Q_1 di fondamentale, calcolate sui fasori a 50 Hz) dalle potenze associate al contenuto armonico e all’interazione tra armoniche di ordine diverso, raggruppate in un termine di potenza di distorsione. In questo modo ogni componente conserva un significato fisico univoco anche quando le forme d’onda sono fortemente deformate.

Coerentemente, lo script `calc_q_metrics.m` estrae per ogni fase i fasori fondamentali di tensione e corrente ($\underline{V}_1, \underline{I}_1$) e calcola la potenza complessa di fondamentale come:

$$\underline{S}_1 = \sum_{\text{fasi}} \underline{V}_1 \underline{I}_1^* \quad (2.36)$$

da cui si ricavano le potenze attiva e reattiva di fondamentale:

$$P = \text{Re}\{\underline{S}_1\}, \quad Q = \text{Im}\{\underline{S}_1\} \quad (2.37)$$

È questa la ragione per cui, nel seguito, le grandezze ΔP e ΔQ sono sempre riferite alla *sola fondamentale*: la potenza reattiva di interesse sistemico (quella che impegna i nodi di rete e i mezzi di compensazione) è infatti quella a 50 Hz, mentre il contenuto armonico viene trattato separatamente come distorsione.

Severità magnetica: bias e picco di induzione. La dinamica magnetica viene analizzata convertendo i flussi estratti dai sensori nella corrispondente induzione magnetica di colonna $B(t) = \Phi(t)/A_{\text{core,main}}$. Lo spostamento permanente del punto di lavoro causato dalla componente continua è descritto dal bias di densità di flusso, il cui massimo valore tra le tre fasi viene salvato in valore assoluto (`B_bias_T`):

$$B_{\text{bias},k} = \left| \frac{B_{\text{max},k} + B_{\text{min},k}}{2} \right|, \quad B_{\text{bias}_T} = \max(B_{\text{bias},A}, B_{\text{bias},B}, B_{\text{bias},C}) \quad (2.38)$$

A questo si affianca la severità magnetica a regime, definita come il massimo valore istantaneo assoluto raggiunto dal campo nel lamierino all'interno della finestra temporale ON (`B_peak_T`):

$$B_{\text{peak},T} = \max_{t \in \text{finestra ON}} |B(t)| \quad (2.39)$$

Grandezze specifiche del materiale. Per tradurre lo stress magnetico in ripercussioni fisiche sul nucleo, lo script interroga le curve nominali del costruttore, interpolando le perdite specifiche totali del lamierino (`P_s_Wpkg`, in W/kg) e la potenza apparente specifica (`S_s_VAkg`, in VA/kg). Entrambe le metriche vengono valutate in funzione del picco massimo di induzione a regime $B_{\text{peak},T}$. La motivazione risiede nel fatto che le curve di perdita standard fornite dai costruttori (e caricate nel database del modello) sono univocamente parametrizzate proprio in funzione dell'induzione di cresta raggiunta dal materiale, rendendo l'utilizzo di tale valore

l'unico approccio rigoroso per estrarre la dissipazione specifica nominale.

Ripartizione del flusso di ritorno. Per le architetture che ammettono una via di richiusura esterna, il modello isola il picco assoluto (massimo valore istantaneo nell'intervallo) del flusso nelle colonne principali ($\Phi_{\text{Main,Wb}}$), nei rami di ritorno in ferro ($\Phi_{\text{Ret,Fe,Wb}}$) e nei rami di ritorno esterno equivalente in olio e cassa ($\Phi_{\text{Ret,Air,Wb}}$). Il rapporto tra questi flussi di ritorno e il flusso principale definisce gli indici adimensionali di ripartizione ($\rho_{\text{Ret,Fe}}$ e $\rho_{\text{Ret,Air}}$):

$$\rho_{\text{Ret,Fe}} = \frac{\Phi_{\text{Ret,Fe,Wb}}}{\Phi_{\text{Main,Wb}}}, \quad \rho_{\text{Ret,Air}} = \frac{\Phi_{\text{Ret,Air,Wb}}}{\Phi_{\text{Main,Wb}}} \quad (2.40)$$

Con la medesima logica vengono calcolati gli indici che descrivono l'entità del flusso smaltito dai gioghi superiori (ρ_{Ytop}) e inferiori (ρ_{Ybot}):

$$\rho_{\text{Ytop}} = \frac{\Phi_{\text{Ytop,Wb}}}{\Phi_{\text{Main,Wb}}}, \quad \rho_{\text{Ybot}} = \frac{\Phi_{\text{Ybot,Wb}}}{\Phi_{\text{Main,Wb}}} \quad (2.41)$$

Controllo di prossimità alla saturazione ($B_{\text{knee_T}}$, $B_{\text{knee_ratio_max}}$). L'analisi si conclude valutando il rapporto adimensionale di prossimità alla saturazione ($B_{\text{knee_ratio_max}}$), definito come:

$$B_{\text{knee_ratio_max}} = \frac{B_{\text{peak,max,ABC}}}{B_{\text{knee}}} \quad (2.42)$$

Il valore di riferimento del ginocchio ($B_{\text{knee_T}}$) viene stimato algebricamente dallo script `estimate_b_knee_from_curve.m` analizzando la pendenza differenziale della curva B - H nominale inserita nei dati di targa ($\Delta H / \Delta B$, ovvero l'inverso della permeabilità). La curva digitalizzata è costituita da n punti discreti (B_i, H_i); per ogni coppia di punti consecutivi lo script calcola una pendenza alle differenze finite, ottenendo quindi $n - 1$ valori di pendenza, ciascuno associato a un tratto elementare della curva:

$$m_i = \frac{H_{i+1} - H_i}{B_{i+1} - B_i}, \quad i = 1, \dots, n - 1 \quad (2.43)$$

Per definire la baseline costruttiva, lo script seleziona il sottoinsieme di pendenze appartenenti alla regione di sicuro comportamento lineare del materiale (campionata nell'intervallo tra 0.1 T e 1.2 T) e ne calcola il valore *mediano*. La mediana non è la media aritmetica: essa si ottiene

ordinando i valori in senso crescente e prendendo quello che occupa la posizione centrale della sequenza (o la semisomma dei due centrali, se i valori sono in numero pari). Questa distinzione è ciò che garantisce la robustezza del riferimento: mentre la media risentirebbe di ogni valore anomalo prodotto da imprecisioni locali o scalini nella digitalizzazione della curva, la mediana ignora per costruzione gli estremi della distribuzione e restituisce la pendenza “tipica” del tratto lineare.

Dopodiché, l’algoritmo percorre la curva verso le alte induzioni per identificare il punto esatto in cui la pendenza diviene 5 volte superiore rispetto a tale mediana di riferimento. Dal punto di vista fisico, un incremento di un fattore 5 della derivata $\Delta H/\Delta B$ equivale a un crollo della permeabilità magnetica differenziale ($\mu = \Delta B/\Delta H$) esattamente al 20% del suo valore nominale iniziale. Questa condizione matematica decreta in modo oggettivo l’uscita dalla zona di proporzionalità e fissa la soglia di induzione B_{knee} utilizzata come denominatore per quantificare l’ingresso della macchina in saturazione profonda.

2.6 Campagne di simulazione e impostazione temporale

Il framework di calcolo sviluppato in ambiente MATLAB è incentrato su un’unica, completa campagna parametrica: lo sweep in ampiezza della corrente GIC. A differenza delle impostazioni preliminari, la sottoposizione delle macchine alla forzante continua non è frammentata in script multipli o analisi topologiche separate. L’intera caratterizzazione dei transitori, dall’estrazione delle potenze macroscopiche allo studio della saturazione profonda del ferro e alla ripartizione dei flussi di ritorno, è integrata in un unico processo automatizzato.

Dominio delle commesse e logica di esecuzione. Gli script generativi operano sull’intero spettro delle macchine di progetto analizzate nella tesi, ridefinendo il dominio complessivo di calcolo come l’insieme delle commesse:

$$\{1, 2, 3, 4, 5, 61, 62, 63\} \quad (2.44)$$

L’esecuzione dello sweep e la raccolta centralizzata delle metriche sono interamente governate dal codice master:

- `compare_casefamilies_Igic.m`.

Coerentemente con la filosofia di modellazione strutturale descritta nei paragrafi precedenti, ogni macchina viene simulata adottando esclusivamente il proprio *effective core* nativo, ovvero la geometria ferromagnetica reale definita dai dati di targa. La valutazione comparativa si sviluppa direttamente mettendo a confronto la risposta intrinseca delle diverse architetture costruttive reali (i nuclei a 5 colonne delle commesse 1, 2, 3 e 6, il nucleo a 3 colonne della commessa 4 e il banco trimonofase della commessa 5) sottoposte al medesimo stress elettrico esterno.

Sweep dell'ampiezza della GIC. All'interno del codice `compare_casefamilies_Igi c .m`, la variabile indipendente attorno a cui gravita l'analisi parametrica è la corrente continua di neutro, testata sul vettore di ampiezze:

$$[50, 100, 200, 300] \text{ A.}$$

Ciascun punto dello sweep viene eseguito in parallelo a una simulazione di riferimento (*baseline*) a corrente GIC nulla (0 A). Questo approccio consente alla routine di post-processing di calcolare istante per istante l'impatto differenziale impresso dalla perturbazione geomagnetica.

La campagna valuta l'evoluzione dei parametri prestazionali all'aumentare della forzante continua, tracciando l'andamento delle metriche elettriche fondamentali viste dalla rete (ΔP_{MW} , ΔQ_{MVAR} , $\Delta V_{source,kV}$, $\Delta P_{cu,kW}$), delle variazioni del contenuto armonico delle correnti di linea (lato sorgente e lato carico) e della variazione del contenuto armonico della corrente magnetizzante. Al contempo, il framework risale agli indicatori magnetici interni ricostruiti dallo script, quali la variazione del picco della corrente magnetizzante ($\Delta I_{mag,pk,A}$), il bias (B_{bias_T}) e il picco massimo (B_{peak_T}) della densità di flusso, e le grandezze specifiche del materiale (P_{s_Wpkg} , S_{s_VAkg}). L'inclusione sistematica dei sensori per i flussi delle colonne principali avvolte ($\Phi_{Main,Wb}$), per i flussi di ritorno ($\Phi_{Ret,Fe,Wb}$, $\Phi_{Ret,Air,Wb}$) e dei relativi indici adimensionali (ρ) all'interno dello stesso sweep permette di mappare la ripartizione del flusso omopolare direttamente in funzione del livello di severità della GIC iniettata.

Tempi di simulazione e finestra di misura. La severa saturazione asimmetrica indotta dall'iniezione di una componente continua nel neutro di un trasformatore attiva transitori elettromagnetici e magnetici caratterizzati da costanti di tempo particolarmente elevate. Il completo assestamento del bias continuo nel ferro e lo sviluppo dei picchi impulsivi della corrente magnetizzante richiedono svariati secondi prima di raggiungere una condizione di stabilità periodica.

Per questa ragione, al fine di scongiurare l'interferenza dei transitori iniziali di inserzione e catturare il reale comportamento della macchina in piena saturazione profonda, il tempo di arresto delle simulazioni nel modello Simulink è stato esteso fino a:

$$t_{\text{stop}} = 20.0 \text{ s} \quad (2.45)$$

La finestra temporale stabilita all'interno del codice post-processing per l'integrazione dei segnali e l'estrazione quantitativa di tutte le metriche della tesi è configurata nel tratto terminale di regime:

$$\text{on_window} = [19.6, 19.8] \text{ s} \quad (2.46)$$

Lavorare all'interno di questo intervallo garantisce la totale eliminazione di componenti sub-transitorie o offset numerici d'avvio. Le risposte estratte risultano così matematicamente stabili e rigorosamente rappresentative del regime sinusoidale deformato permanente associato a ciascun livello di GIC.

Sintesi metodologica del framework. L'architettura consolidata del framework permette di condensare l'intera indagine scientifica in un flusso di lavoro lineare e privo di ridondanze. L'unificazione delle procedure all'interno dell'algoritmo di sweep in ampiezza assicura che le metriche macroscopiche di rete e i fenomeni magnetici microscopici interni al ferro vengano osservati simultaneamente sotto le medesime condizioni temporali e di stazionarietà. Il dataset strutturato così generato garantisce la perfetta continuità logica tra i file di memorizzazione, la successiva traduzione grafica in diagrammi comparativi e la discussione fisica dei risultati di tesi.

Capitolo 3

Risultati delle campagne parametriche

Questo capitolo presenta e discute in dettaglio i risultati ottenuti dalla vasta campagna parametrica eseguita sul dominio delle commesse industriali in esame. L'analisi quantifica la vulnerabilità intrinseca di ciascuna macchina all'azione di correnti continue nel neutro (I_{GIC}), valutate sui livelli di prova di 50, 100, 200 e 300 A, evidenziando il ruolo determinante giocato dalla topologia del nucleo ferromagnetico e dalle scelte di progetto.

La corrente continua viene trattata come una forzante prescritta applicata direttamente al neutro del lato di ingresso (lato sorgente) del trasformatore, focalizzando l'attenzione sulla conseguente risposta della macchina, osservata sia nelle grandezze elettriche terminali (potenze, tensioni e correnti viste dalla rete) sia nello stato magnetico interno (flussi e induzione nelle diverse sezioni del nucleo).

Al fine di garantire un'immediata leggibilità e favorire il confronto diretto tra le diverse famiglie di macchine, le principali informazioni costruttive ed elettriche dei casi analizzati sono sinotticamente riassunte nella Tabella 3.1.

La disponibilità di questo quadro sintetico permette di interpretare i successivi andamenti fenomenologici e le variazioni differenziali come l'espressione congiunta e interconnessa della taglia della macchina, delle tensioni nominali dei due lati attivi, del collegamento elettrico e della specifica topologia del nucleo ferromagnetico.

Tabella 3.1: Sintesi delle principali caratteristiche costruttive ed elettriche delle macchine considerate nella campagna comparativa.

Commessa	Tipologia	Gruppo	S_n [MVA]	Tensioni [kV]
Commessa 1	Trasformatore 5L	YNd1	520	400 → 19
Commessa 2	Trasformatore 5L	YNd11	345	420 → 15.75
Commessa 3	Trasformatore 5L	YNd1	415	220 → 20
Commessa 4	Autotrasformatore 3L	YNa0	500	420 → 145
Commessa 5	Banco Trimonofase 1L (x3)	YNa0	555	400 → 157
Commessa 61	Trasformatore 5L	YNyn0	350	400 → 231
Commessa 62	Trasformatore 5L	YNd5	350	400 → 33
Commessa 63	Trasformatore 5L	YNd5	350	231 → 33

3.1 Caratterizzazione delle macchine in condizioni di riferimento

Prima di analizzare gli effetti della perturbazione geomagnetica, è opportuno fissare lo stato di riferimento (*baseline*) di ciascuna macchina, ovvero il regime sinusoidale permanente in assenza di GIC ($I_{GIC} = 0$ A). Le grandezze riportate nelle tabelle e nel testo dei paragrafi seguenti descrivono pertanto il comportamento delle macchine *prima* dell'iniezione della corrente continua e costituiscono il termine di confronto rispetto al quale, nelle sezioni successive, verranno quantificati gli incrementi differenziali imputabili esclusivamente alla forzante geomagnetica.

3.1.1 Grandezze elettriche macroscopiche e dissipazioni termiche

La Tabella 3.2 raccoglie il bilancio delle potenze viste dai morsetti e i principali indicatori di stress dissipativo termico e materiale in condizioni di riferimento, ossia prima dell'applicazione della perturbazione geomagnetica ($I_{GIC} = 0$ A). La potenza attiva circolante (Base_P_M W) corrisponde alla copertura del carico resistivo trifase nominale allacciato al secondario, accompagnata dalle fisiologiche dissipazioni per effetto Joule negli avvolgimenti primari (Base_Pcu_kW).

Tabella 3.2: Metriche macroscopiche e stress termico del materiale (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	$I_{mag, pk}$ [A]	Q [MVAR]	P [MW]	P_{cu} [kW]	P_s [W/kg]	S_s [VA/kg]
Commessa 1	0.399	79.737	493.713	691.032	0.974	1.344
Commessa 2	0.499	48.348	328.516	627.045	1.245	2.352
Commessa 3	0.632	57.570	394.576	625.297	0.984	1.400
Commessa 4	0.408	27.690	489.625	631.936	0.755	1.771
Commessa 5	0.390	116.443	509.819	448.349	0.493	1.142
Commessa 61	0.301	64.737	326.412	443.562	0.559	1.395
Commessa 62	0.320	11.403	87.769	86.356	0.583	1.493
Commessa 63	0.563	6.300	88.963	88.792	0.589	1.518

In questo stato operativo lineare, i picchi della corrente magnetizzante interna ($Base_I_{mag_pk_A}$) risultano irrilevanti e confinati a frazioni di Ampere. Conseguentemente, l'assorbimento di potenza reattiva ($Base_Q_MVAR$) misurato lato sorgente è interamente imputabile alla magnetizzazione fisiologica simmetrica del ferro e alle dispersioni induttive intrinseche di progetto della macchina.

A completamento del quadro macroscopico, le grandezze specifiche associate al materiale ferromagnetico quantificano le perdite specifiche nel ferro ($Base_P_s_Wpkkg$), espresse in W/kg, e la potenza apparente specifica richiesta dal nucleo ($Base_S_s_VAkg$), espressa in VA/kg. I due indicatori sono complementari: P_s misura la potenza *attiva* dissipata per unità di massa (isteresi e correnti parassite), mentre S_s misura l'*impegno magnetizzante* per unità di massa, ossia la potenza apparente che il lamierino richiede per essere portato al punto di lavoro, dominata in regime ordinario dalla quota reattiva di magnetizzazione. Entrambi sono riferiti al singolo foglio di lamierino sollecitato in regime sinusoidale puro a 50 Hz e riflettono i parametri nominali dei materiali scelti dai costruttori. La loro inclusione non è fine a sé stessa: questi valori costituiscono la *baseline* numerica rispetto alla quale, nel Capitolo 3, viene quantificata la penalizzazione energetica indotta dalla saturazione asimmetrica (Figure 3.10 e 3.11).

3.1.2 Assetto magnetico e ripartizione naturale dei flussi

Per comprendere le fondamenta della risposta magnetica delle macchine, se ne analizza dapprima l'assetto magnetico in condizioni di riferimento, prima dell'applicazione della GIC ($I_{GIC} = 0$ A).

La Tabella 3.3 mette a confronto il valore di induzione nominale di progetto (B_{nominal}), la stima del ginocchio di saturazione estratto algoritmicamente dalla curva di magnetizzazione (B_{knee}) e l'effettivo picco di induzione raggiunto a regime durante la simulazione (B_{peak}).

Tabella 3.3: Stato di polarizzazione magnetica del nucleo (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	B_{nominal} [T]	B_{knee} [T]	B_{peak} [T]
Commessa 1	1.700	1.500	1.663
Commessa 2	1.720	1.400	1.681
Commessa 3	1.730	1.500	1.691
Commessa 4	1.640	1.500	1.657
Commessa 5	1.700	1.501	1.420
Commessa 61	1.640	1.501	1.512
Commessa 62	1.640	1.501	1.543
Commessa 63	1.640	1.501	1.551

Analizzando i dati, emerge un dettaglio cruciale relativo alla polarizzazione del ferro: per le macchine principali (ad eccezione del banco monofase Commessa 5), il valore di picco dell'induzione a regime (B_{peak}) e la targa nominale (B_{nominal}) non si trovano al di sotto della soglia lineare, ma si collocano **leggermente al di sopra del ginocchio di saturazione algoritmico** ($B_{\text{knee}} \approx 1.4 \div 1.5$ T). Tale condizione non rappresenta un'anomalia, bensì è il riflesso della moderna prassi di ottimizzazione elettromeccanica: per limitare il peso, l'ingombro e il costo del nucleo, i grandi trasformatori di potenza vengono progettati per lavorare all'esatto inizio della regione non lineare del lamierino a grani orientati. Il legame quantitativo discende direttamente dalla legge di Faraday: a regime sinusoidale la tensione efficace concatenata con un avvolgimento di N spire vale $V_{\text{rms}} = 4.44 f N B_{\text{peak}} A_{\text{core}}$, da cui la sezione di ferro necessaria a sostenere una data tensione risulta

$$A_{\text{core}} = \frac{V_{\text{rms}}}{4.44 f N B_{\text{peak}}}. \quad (3.1)$$

A parità di tensione, frequenza e numero di spire, la sezione del nucleo (e con essa la massa, il volume e il costo del ferro, tutti proporzionali ad A_{core}) è dunque *inversamente proporzionale* al picco di induzione adottato. Spingere B_{peak} verso i valori massimi consentiti dal lamierino a grani orientati (≈ 1.7 T, prossimi al ginocchio) permette perciò di minimizzare il ferro impiegato: la

macchina sfrutta il materiale fino al limite, accettando di produrre lievi deformazioni armoniche dispari nella magnetizzazione pur di garantire la massima densità di potenza.

Parallelamente all'induzione, la Tabella 3.4 documenta la mappatura spaziale del campo magnetico lungo le diverse sezioni topologiche. In assenza di componenti continue, i sistemi trifase operano in regime simmetrico ed equilibrato: la somma vettoriale dei flussi indotti sulle tre fasi risulta istante per istante nulla ($\sum \Phi_i = 0$).

Tabella 3.4: Ripartizione dei flussi magnetici di picco (Wb) e relativi indici geometrici (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	Φ_{Main}	Φ_{Ytop}	Φ_{Ybot}	$\Phi_{\text{Ret,Fe}}$	$\Phi_{\text{Ret,Air}}$	$\rho_{\text{Ret,Fe}}$	ρ_{Ytop}	ρ_{Ybot}
Commessa 1	1.991	1.211	1.211	0.789	~ 0.000	0.396	0.608	0.608
Commessa 2	1.387	0.791	0.791	0.602	~ 0.000	0.434	0.570	0.570
Commessa 3	1.761	1.056	1.056	0.714	~ 0.000	0.405	0.600	0.600
Commessa 4	1.358	1.358	1.358	0.000	~ 0.000	0.000	1.000	1.000
Commessa 5	1.083	0.567	0.567	0.567	~ 0.000	0.523	0.523	0.523
Commessa 61	1.253	0.779	0.779	0.478	~ 0.000	0.382	0.621	0.621
Commessa 62	1.279	0.788	0.788	0.494	~ 0.000	0.386	0.616	0.616
Commessa 63	1.286	0.790	0.790	0.498	~ 0.000	0.387	0.615	0.615

I dati confermano che, in condizioni bilanciate di riferimento (*baseline*), il flusso nel ramo di ritorno esterno equivalente ($\Phi_{\text{Ret,Air}}$) è virtualmente nullo per tutte le commesse, poiché la terna alternata simmetrica si richiude interamente all'interno del ferro. Nelle macchine provviste di percorsi di ritorno in ferro (nuclei a 5 colonne e banchi monofase), l'onda sinusoidale di flusso principale (Φ_{Main}) si suddivide in maniera proporzionale lungo i gioghi (Φ_{Y}) e le colonne laterali in ferro ($\Phi_{\text{Ret,Fe}}$), secondo indici di ripartizione ρ stabili che riflettono le esatte proporzioni geometriche e le riluttanze delle sezioni di progetto. Spicca, in totale controtendenza costruttiva, il nucleo a 3 colonne della Commessa 4, nel quale l'assenza fisica di un ramo di ritorno in ferro ($\Phi_{\text{Ret,Fe}} = \rho_{\text{Ret,Fe}} = 0$) obbliga in *baseline* la totalità del flusso a incanalarsi strettamente lungo i soli gioghi orizzontali ($\rho_{\text{Ytop}} = \rho_{\text{Ybot}} = 1.000$). È proprio in questa macchina che, sotto GIC, il ramo esterno equivalente cessa di essere trascurabile: pur restando di ampiezza contenuta, esso raccoglie l'intera quota omopolare continua che non trova richiusura in ferro (con $\rho_{\text{Ret,Air}}$

dell'ordine di qualche punto percentuale e $\rho_{Y_{top}}$ che scende sotto l'unità), firma quantitativa dell'immunità topologica del 3 colonne.

3.1.3 Firma armonica della macchina non perturbata

Per discriminare univocamente le distorsioni causate dalle GIC, è necessario tracciare la "firma armonica" delle macchine allo stato originario. Nelle Tabelle 3.5, 3.6 e 3.7 sono riportati i tassi di distorsione armonica individuale (espressi in percentuale rispetto alla rispettiva fondamentale) delle armoniche dalla seconda alla quinta, calcolati rispettivamente sui terminali di Rete, di Carico e sulla Corrente Magnetizzante interna.

Tabella 3.5: Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) sulle correnti di linea lato Sorgente (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	Src_H ₂ [%]	Src_H ₃ [%]	Src_H ₄ [%]	Src_H ₅ [%]
Commessa 1	0.095	0.095	0.095	0.097
Commessa 2	0.094	0.095	0.094	0.100
Commessa 3	0.094	0.095	0.094	0.096
Commessa 4	0.091	0.086	0.091	0.094
Commessa 5	0.097	0.089	0.097	0.098
Commessa 61	0.096	0.096	0.096	0.097
Commessa 62	0.093	0.090	0.093	0.097
Commessa 63	0.090	0.086	0.090	0.095

Tabella 3.6: Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) sulle correnti di linea lato Carico (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	Load_H ₂ [%]	Load_H ₃ [%]	Load_H ₄ [%]	Load_H ₅ [%]
Commessa 1	0.098	0.099	0.098	0.098
Commessa 2	0.098	0.100	0.098	0.099
Commessa 3	0.098	0.099	0.098	0.098
Commessa 4	0.091	0.091	0.091	0.091
Commessa 5	0.097	0.093	0.097	0.097
Commessa 61	0.096	0.099	0.096	0.096
Commessa 62	0.099	0.101	0.099	0.100
Commessa 63	0.100	0.101	0.100	0.101

Tabella 3.7: Contenuto armonico percentuale ($IHD_h = H_h/H_1 \times 100$) della corrente magnetizzante interna (Baseline, $I_{GIC} = 0$ A).

Commessa	Imag_H ₂ [%]	Imag_H ₃ [%]	Imag_H ₄ [%]	Imag_H ₅ [%]
Commessa 1	0.102	11.022	0.102	6.741
Commessa 2	0.127	20.568	0.128	14.476
Commessa 3	0.103	11.771	0.103	7.320
Commessa 4	0.110	12.750	0.110	9.656
Commessa 5	0.118	16.578	0.119	5.616
Commessa 61	0.099	10.267	0.099	5.013
Commessa 62	0.103	10.462	0.103	5.373
Commessa 63	0.104	10.516	0.104	5.479

L'analisi della Tabella 3.7 è di fondamentale importanza dal punto di vista fisico: conformemente alla simmetria di mezza onda intrinseca a un trasformatore non perturbato, **le armoniche di ordine pari (H_2 e H_4) della corrente magnetizzante risultano fisicamente nulle**, attestandosi sul puro fondo numerico ($\approx 0.1\%$ della fondamentale). Viceversa, le componenti dispari assumono in termini percentuali un peso tutt'altro che trascurabile: la terza armonica si colloca stabilmente tra il 10% e il 20% della fondamentale magnetizzante e la quinta tra il 5% e il 14%. Tale evidenza, lungi dall'essere un'anomalia, conferma quanto dedotto al paragrafo precedente:

poiché la fondamentale della corrente magnetizzante è essa stessa molto piccola e il ferro lavora a ridosso del ginocchio di targa, le inevitabili armoniche dispari di magnetizzazione pesano in misura rilevante rispetto a tale modesto riferimento. Sui terminali di Rete e di Carico, per contro, gli stessi residui dispari si diluiscono nelle imponenti correnti fondamentali di linea, riducendosi a tassi di distorsione del tutto fisiologici e prossimi al fondo numerico ($\approx 0.1\%$). Tali firme spettrali costituiscono la condizione di riferimento rispetto alla quale, nel proseguo del capitolo, verrà valutato in punti percentuali l'incremento di distorsione armonica riconducibile esclusivamente alla saturazione asimmetrica causata dalle GIC.

3.2 Impatto macroscopico sulla rete elettrica

L'iniezione di correnti continue rompe la simmetria magnetica delle macchine, innescando variazioni sensibili nei flussi energetici scambiati con i nodi della rete di trasmissione interconnessa.

3.2.1 Impatto macroscopico sulla rete di trasmissione: dinamica delle potenze, tensione e corrente magnetizzante

L'iniezione di correnti continue nel punto di neutro altera radicalmente lo stato di polarizzazione del trasformatore, innescando una reazione a catena che, partendo dall'intima deformazione della corrente magnetizzante, si propaga fino a sconvolgere i flussi di potenza macroscopici scambiati con i nodi della rete elettrica.

Il motore primario di questa anomalia è il crollo della permeabilità magnetica differenziale ($\mu = \Delta B / \Delta H$) del nucleo ferromagnetico causato dallo spostamento dell'induzione magnetica (bias) oltre il ginocchio di saturazione. La riluttanza del circuito magnetico ($\mathcal{R}$) è inversamente proporzionale alla permeabilità del materiale:

$$\mathcal{R} = \frac{l}{\mu A} \quad (3.2)$$

Di conseguenza, l'uscita dalla zona lineare si traduce in una crescita vertiginosa della riluttanza interna. Per la legge di Hopkinson, la corrente magnetizzante istantanea $i_{\text{mag}}(t)$ necessaria per

sostenere un dato flusso $\Phi(t)$ in un circuito con N spire è definita dalla relazione:

$$i_{\text{mag}}(t) = \frac{\mathcal{R} \cdot \Phi(t)}{N} \quad (3.3)$$

Poiché il ferro saturo si comporta magneticamente in modo assimilabile all'aria ($\mathcal{R}$ elevatissima), la macchina è costretta a richiamare picchi impulsivi di corrente magnetizzante estremamente violenti pur di riuscire a sostenere il flusso imposto dalla rete, come quantificato dalla metrica Delta_Imag_pk_A (Figura 3.1).

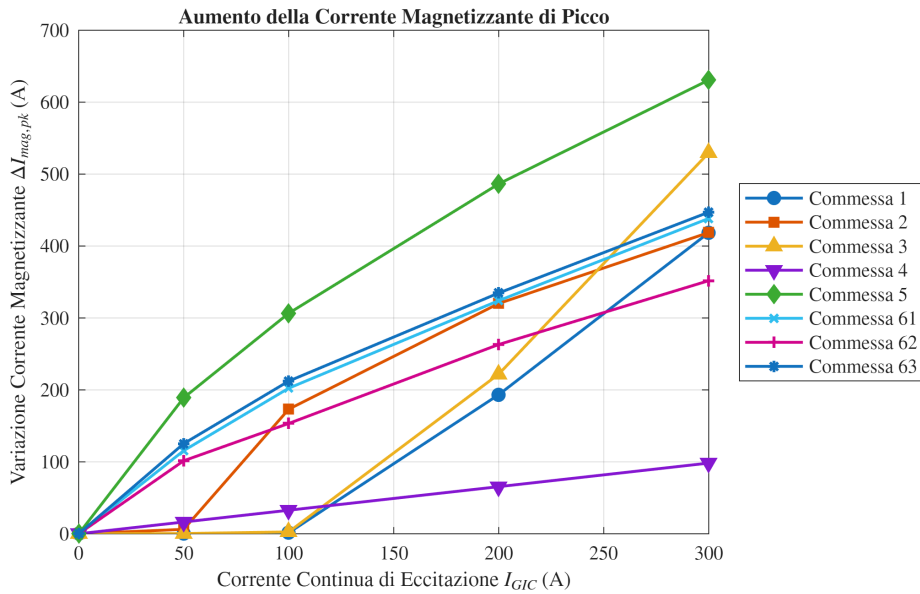


Figura 3.1: Incremento differenziale del picco della corrente magnetizzante (Delta_Imag_pk_A).

Per comprendere l'impatto sulla potenza reattiva, è necessario analizzare il legame temporale tra tensione e corrente. Per la legge dell'induzione di Faraday-Neumann-Lenz, la forza elettromotrice indotta in un avvolgimento di N spire è pari all'opposto della derivata temporale del flusso concatenato, $e(t) = -N d\Phi(t)/dt$, dove il segno negativo (legge di Lenz) esprime l'opposizione alla variazione di flusso. Trascurando la caduta resistiva sull'avvolgimento, la tensione applicata ai morsetti equilibra istante per istante tale forza elettromotrice e risulta quindi pari a:

$$v(t) = -e(t) = N \frac{d\Phi(t)}{dt} \quad \Rightarrow \quad \Phi(t) = \frac{1}{N} \int v(t) dt \quad (3.4)$$

Assumendo per la rete di alimentazione un andamento puramente cosinusoidale:

$$v(t) = V_{\max} \cos(\omega t) \quad (3.5)$$

l'operazione di integrazione restituisce un'onda di flusso di tipo sinusoidale:

$$\Phi(t) = \frac{V_{\max}}{\omega N} \sin(\omega t) \quad (3.6)$$

Poiché la funzione seno è matematicamente sfasata in ritardo di 90° rispetto alla funzione coseno, e poiché la corrente magnetizzante viaggia sempre in fase con il flusso $\Phi(t)$ che essa stessa eccita, se ne deduce rigorosamente che la corrente magnetizzante risulti sfasata in ritardo di 90° rispetto alla tensione $v(t)$.

L'analisi spettrale estrae dai picchi asimmetrici della corrente magnetizzante una gigantesca componente fondamentale a 50 Hz ($I_{1,\text{rms}}$). Essendo tale componente quasi puramente in quadratura rispetto alla tensione di alimentazione (ovvero sfasata in ritardo di circa 90° , da cui $\sin(90^\circ) \approx 1$), il suo contributo si riversa quasi integralmente nell'assorbimento *addizionale* di potenza reattiva, senza alimentare in misura apprezzabile la potenza attiva. Quest'ultima continua a essere trasferita dalla corrente di carico, in fase con la tensione, e resta dunque ben presente: la quadratura riguarda esclusivamente la componente magnetizzante anomala sovrapposta dalla GIC, non l'intera corrente di linea. Il massiccio assorbimento reattivo trifase è quantificabile dalla nota relazione:

$$Q \approx \sqrt{3} \cdot V_{\text{rms}} \cdot I_{1,\text{rms}} \cdot \sin(90^\circ) \quad (3.7)$$

Il fattore $\sqrt{3}$ deriva dall'aver espresso V_{rms} come tensione concatenata (di linea) e $I_{1,\text{rms}}$ come corrente di linea, secondo la consueta convenzione della potenza trifase $Q = \sqrt{3} V_{LL} I_L \sin \varphi$ (equivalente a $Q = 3 V_{ph} I_{ph} \sin \varphi$ in termini di grandezze di fase). Si tratta tuttavia di una scrittura semplificata a scopo illustrativo: nel modello la potenza reattiva non viene ricavata da questa formula, bensì calcolata rigorosamente come parte immaginaria della potenza complessa di fondamentale $\underline{S}_1 = \sum_{\text{fasi}} \underline{V}_1 \underline{I}_1^*$ (cfr. il paragrafo metodologico sulla tecnica di estrazione spettrale). In questa ottica, l'incremento ΔQ è imputabile quasi per intero al rigonfiamento della fondamentale della corrente magnetizzante: la corrente di linea totale resta sempre la somma di una quota attiva (in fase, legata al carico) e di una quota magnetizzante (in quadratura), ma è quest'ultima che, esplodendo sotto GIC, viene a dominare il bilancio del reattivo addizionale, pur senza azzerare la prima. L'andamento di tale assorbimento reattivo (ΔQ_{MVAR}) è

riportato in Figura 3.2.

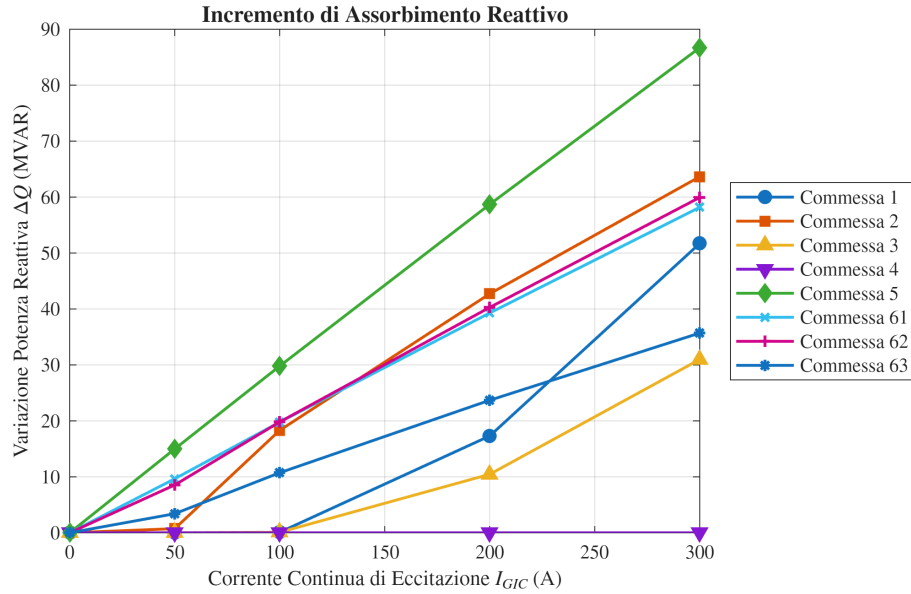


Figura 3.2: Variazione dell'assorbimento di potenza reattiva fondamentale (Delta_Q_MVAR).

Le curve evidenziano come, dopo un innalzamento iniziale pressoché lineare, la pendenza tenda a flettere alle alte correnti. Questo andamento sub-lineare è il risultato di un effetto di reazione (feedback negativo) intrinseco alla rete: l'elevata richiesta di potenza reattiva si traduce nel richiamo di un'intensa corrente di linea supplementare dalla sorgente. Il transito di questa enorme corrente aggiuntiva attraverso le reattanze longitudinali della linea di trasmissione (X_{linea}) genera una severa caduta del profilo di tensione ai morsetti primari proporzionale alla corrente stessa:

$$\Delta V \approx \sqrt{3} \cdot X_{\text{linea}} \cdot I_{\text{reattiva}} \quad (3.8)$$

dove I_{reattiva} è la componente reattiva (in quadratura con la tensione) della corrente di linea richiamata dalla saturazione, ovvero la quota direttamente responsabile della caduta induttiva. Il fattore $\sqrt{3}$ riporta nuovamente la grandezza in termini di tensione concatenata (le due locuzioni *concatenata* e *di linea* sono sinonimi e indicano la tensione fase–fase, in contrapposizione alla tensione *di fase* o stellata): la caduta che si sviluppa per fase sulla reattanza di linea vale $X_{\text{linea}} I_{\text{reattiva}}$ ed è la grandezza fisicamente primaria, mentre la corrispondente variazione misurata sulla tensione concatenata (pari a $\sqrt{3}$ volte quella di fase) risulta $\sqrt{3}$ volte maggiore, in coerenza con la convenzione trifase già adottata per la potenza reattiva. Tale caduta è tracciata tramite la metrica `Delta_V_percentuale` (Figura 3.3). La riduzione della tensione efficace

V_{rms} comprime proporzionalmente l'ampiezza dell'onda di flusso alternato (Φ_{AC}) e della relativa induzione magnetica (B_{AC}), secondo la relazione:

$$\Phi_{AC} \propto B_{AC} \propto \frac{V_{\text{rms}}}{f} \quad (3.9)$$

Questo decremento agisce da meccanismo di retroazione (*feedback negativo*): riducendo l'escursione del flusso alternato, allontana parzialmente il punto di lavoro dal ginocchio nel semiperiodo critico, attenuando così la profondità della saturazione e, di conseguenza, l'ampiezza dei picchi impulsivi della corrente magnetizzante. La caduta di tensione non è dunque la *causa* dell'impen-nata del reattivo, bensì un meccanismo che ne *frena* la crescita. È opportuno tuttavia inquadrarne correttamente il peso quantitativo: i dati di simulazione mostrano cadute contenute, comprese fra circa 0.4% e 1.1% al gradino massimo di 300 A (Tabella 3.8). Un decremento percentuale così modesto non sarebbe di per sé risolutivo in regime lineare; esso assume però un peso non trascurabile proprio perché agisce in prossimità del ginocchio, dove la corrente magnetizzante è estremamente sensibile all'ampiezza dell'escursione di flusso, sicché anche una lieve compressione di B_{AC} si traduce in una riduzione apprezzabile della profondità di saturazione nel semiperiodo critico. Questa retroazione concorre pertanto all'andamento sub-lineare della ΔQ , ma non ne è l'unica causa: il contributo dominante resta intrinseco alla caratteristica di saturazione del materiale, la cui pendenza in saturazione profonda tende al valore costante μ_0 , per cui oltre una certa soglia ogni ulteriore incremento di *bias* recluta corrente magnetizzante in modo via via più proporzionale anziché esplosivo. I picchi di corrente magnetizzante risultano comunque parzialmente contenuti rispetto a quanto si avrebbe a tensione rigidamente costante, pur continuando ad aumentare con la GIC poiché il *bias* continuo resta la forzante dominante.

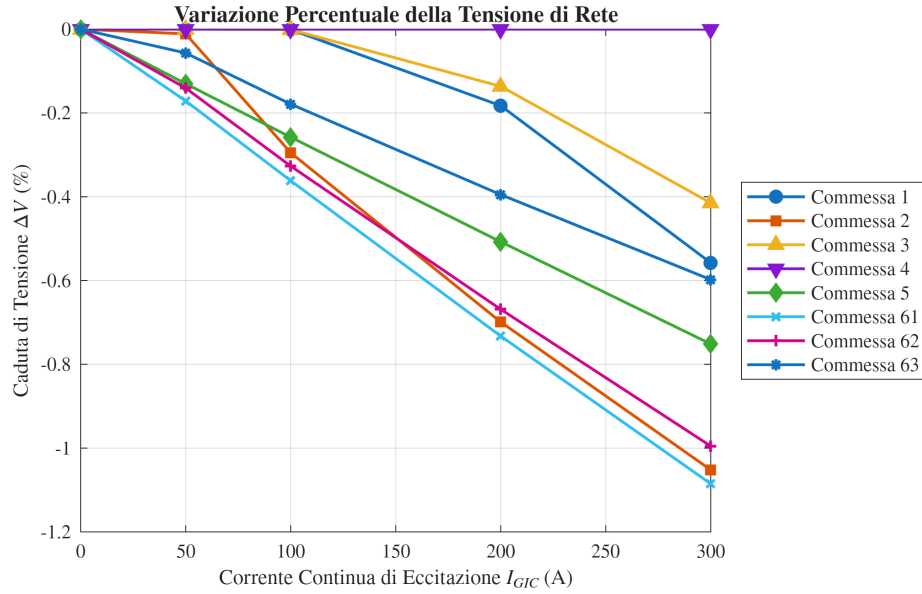


Figura 3.3: Caduta di tensione percentuale lato sorgente (Delta_V_percentuale).

Questa contrazione del profilo di tensione impatta in modo risolutivo anche sul bilancio della potenza attiva scambiata lato sorgente (Delta_P_MW, Figura 3.4).

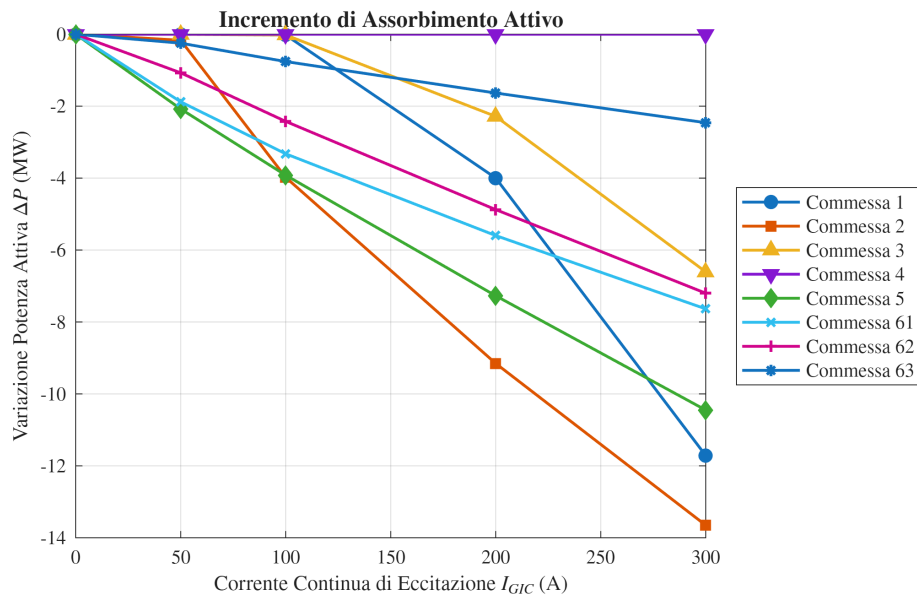


Figura 3.4: Variazione netta della potenza attiva fondamentale assorbita lato sorgente (Delta_P_MW).

A causa della depressione del nodo di rete, il carico secondario (puramente resistivo) contrae drasticamente il proprio prelievo di potenza utile secondo il rigido legame quadratico tra potenza

e tensione tipico di un carico a resistenza costante:

$$P = \frac{V_{\text{rms}}^2}{R} \propto V_{\text{rms}}^2 \quad (3.10)$$

essendo R la resistenza (costante) del carico puramente resistivo. La scrittura equivalente $P = G V_{\text{rms}}^2$, con $G = 1/R$, mette semplicemente in evidenza che, a parametro del carico fissato, la potenza utile prelevata segue il quadrato della tensione: una contrazione anche modesta del profilo di tensione al nodo si riflette quindi, amplificata dall'esponente, sul prelievo di potenza attiva al secondario.

La Tabella 3.8 condensa l'intera catena causale al gradino di massima severità (300 A). Il banco trimonofase (Commessa 5) esibisce la massima vulnerabilità sistemica, con l'insorgenza di picchi impulsivi di corrente magnetizzante aggiuntivi pari a ben 630.842 A, che si traducono in un balzo di 86.703 MVAR di reattivo supplementare richiamato dalla rete. Segue la Commessa 3 con picchi di corrente superiori ai 529 A. Al vertice opposto si posiziona la topologia a 3 colonne (Commessa 4). Sebbene il materiale ferromagnetico subisca un innalzamento locale del picco di corrente interna ($\Delta I_{\text{mag,pk}} = 98.294$ A), l'impossibilità topologica di instaurare una via di richiusura a bassa riluttanza per il flusso continuo impedisce il massiccio sbilanciamento dell'onda fondamentale: la variazione di reattivo richiesta ai morsetti risulta del tutto trascurabile ($\Delta Q = 0.004$ MVAR), blindando il profilo di tensione del nodo e confermando la sua resilienza operativa.

Tabella 3.8: Impatto macroscopico concatenato sui parametri elettrici di rete al gradino di massima severità ($I_{GIC} = 300$ A).

Commessa	$\Delta I_{\text{mag,pk}}$ [A]	ΔQ_{MVAR} [MVAR]	$\Delta V_{\text{percentuale}}$ [%]	ΔP_{MW} [MW]
Commessa 1	418.570	51.719	-0.558	-11.716
Commessa 2	418.783	63.654	-1.052	-13.652
Commessa 3	529.696	30.990	-0.415	-6.607
Commessa 4	98.294	0.004	-0.000	-0.000
Commessa 5	630.842	86.703	-0.751	-10.450
Commessa 61	438.412	58.183	-1.085	-7.636
Commessa 62	351.861	59.937	-0.995	-7.200
Commessa 63	447.074	35.701	-0.597	-2.460

3.2.2 Analisi degli effetti termici: variazione delle perdite Joule negli avvolgimenti

L'alterazione del regime permanente indotta dalla saturazione asimmetrica genera severe ripercussioni termiche localizzate all'interno dei conduttori attivi, quantificate tramite la metrica della variazione delle perdite ohmiche totali negli avvolgimenti (ΔP_{cu_kW} , Figura 3.5).

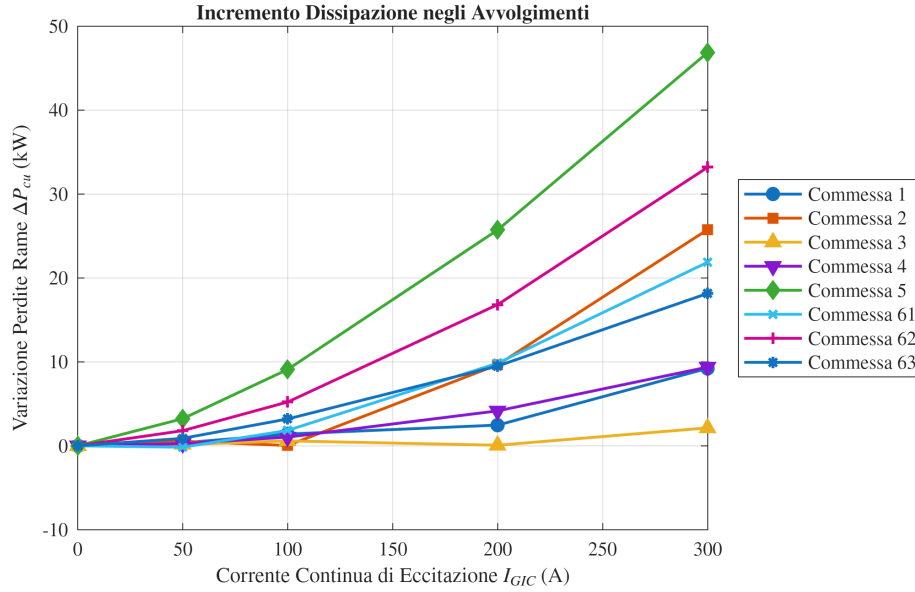


Figura 3.5: Incremento differenziale delle perdite Joule negli avvolgimenti (ΔP_{cu_kW}).

Il fenomeno è governato dal bilancio termico tra la corrente di carico nominale e la componente quasi-stazionaria indotta dal campo geomagnetico. Le perdite totali nel rame sono valutate come sommatoria dei contributi dissipativi di ogni singolo avvolgimento, proporzionali al quadrato del valore efficace della corrente (I_{rms}^2):

$$P_{cu,tot} = \sum_{k=1}^n R_k \cdot I_{k,rms}^2 \quad (3.11)$$

L'evoluzione termica sotto GIC è il risultato della competizione tra due effetti elettrotecnici opposti:

1. **Effetto di alleggerimento del carico (Risparmio):** Le GIC generano un massiccio assorbimento di potenza reattiva che causa una caduta di tensione primaria. La riduzione di tensione deprime la potenza attiva trasferita al carico, determinando una diminuzione della corrente di linea I_{carico} . Tale calo tende fisiologicamente a ridurre le perdite Joule.

2. **Effetto di saturazione (Penalità):** Il crollo della permeabilità magnetica costringe il trasformatore a richiamare una corrente magnetizzante I_{mag} impulsiva, enorme e ricca di armoniche. L'incremento del valore quadratico medio di questa componente tende a innalzare brutalmente le perdite Joule.

L'andamento di tali perdite (Figura 3.5) segue generalmente una dipendenza quadratica crescente, poiché l'esplosione della corrente magnetizzante sovrasta quasi istantaneamente il calo del carico. Si osserva tuttavia un comportamento divergente nella *Commessa 61*, la cui risposta merita una lettura attenta proprio alla luce della scelta progettuale adottata su tale macchina: il collegamento a terra del neutro secondario. Al solo gradino minimo di GIC (50 A), la variazione di perdite assume infatti un valore lievemente negativo (pari a -0.16 kW).

Tale fenomeno è giustificato dai dati di simulazione. La *Commessa 61* opera a un regime di potenza attiva molto elevato (326 MW): all'innesco della perturbazione, la modesta caduta di tensione primaria ($\Delta V \approx -0.17\%$ a 50 A) alleggerisce un'ingente corrente di carico nominale, e tale risparmio termico riesce a controbilanciare marginalmente l'aggravio quadratico dovuto alla componente magnetizzante. Già a partire da 100 A, tuttavia, la bilancia si inverte stabilmente: la messa a terra del secondario, offrendo una via di richiusura alle correnti omopolari, intensifica l'ingresso in saturazione asimmetrica e accelera la crescita della corrente magnetizzante (il cui picco differenziale balza dai ≈ 116 A a 50 A fino ai 438 A a 300 A). Poiché il peso termico cresce con il quadrato della corrente, l'effetto penalizzante della I_{mag} sorpassa definitivamente l'alleggerimento del carico, riportando la ΔP_{cu} in territorio nettamente positivo ($+1.84$ kW a 100 A, fino a $+21.89$ kW a 300 A).

Nelle restanti macchine tale inversione termica non si manifesta affatto: banchi fortemente vulnerabili (come la *Commessa 5*) sperimentano una violenta impennata di I_{mag} (quasi 190 A già a 50 A di GIC) che annienta istantaneamente qualsiasi alleggerimento del carico, mentre unità operanti a potenze attive ridotte (come gli 88 MW della *Commessa 62*) non dispongono di una corrente di base sufficiente a generare un "risparmio" termico rilevante a fronte del calo di tensione.

La Tabella 3.9 riporta l'incremento differenziale ΔP_{cu} registrato alla severità massima di 300 A, dove l'effetto penalizzante della saturazione domina incontrastato per tutte le configurazioni. Il banco trimonofase (*Commessa 5*) sperimenta il surriscaldamento più gravoso ($+46.881$ kW). La *Commessa 4* blanda la sollecitazione termica confinando l'incremento a 9.387 kW, grazie all'intrinseca immunità alla saturazione asimmetrica che previene la genesi di

correnti magnetizzanti distorte, preservando l'integrità degli isolamenti.

Tabella 3.9: Incremento differenziale delle perdite Joule negli avvolgimenti attivi ($I_{GIC} = 300$ A).

Commessa	ΔP_{cu} [kW]
Commessa 1	9.241
Commessa 2	25.775
Commessa 3	2.143
Commessa 4	9.387
Commessa 5	46.881
Commessa 61	21.890
Commessa 62	33.207
Commessa 63	18.174

3.3 Topologia costruttiva del nucleo e ripartizione dei flussi omopolari

La divergenza radicale registrata in termini di vulnerabilità tra la Commessa 4 (nucleo a 3 colonne) e le rimanenti macchine trova una rigorosa giustificazione fisica analizzando i percorsi topologici offerti ai flussi magnetici omopolari. Le correnti continue GIC, iniettate nel punto di neutro, si ripartiscono equamente sulle tre fasi, agendo come un'eccitazione puramente di sequenza zero (omopolare). Le forze magnetomotrici continue così generate all'interno di ciascuna delle colonne principali inducono una sollecitazione magnetica concorde nella medesima direzione assiale, definita quantitativamente dalla relazione:

$$F_{mm,dc} = N \cdot \frac{I_{GIC}}{3} \quad (3.12)$$

Affinché il flusso continuo (Φ_{dc}) scaturito da tale forzante possa stabilirsi fisicamente nell'architettura della macchina, deve necessariamente trovare una via di chiusura esterna alle tre colonne principali avvolte. In corrispondenza dei nodi magnetici, costituiti dai gioghi orizzontali superiore e inferiore, deve essere infatti soddisfatto il primo principio di Kirchhoff per i circuiti

magnetici, imponendo che la sommatoria algebrica dei flussi sia costantemente nulla:

$$\sum_{k=1}^3 \Phi_{\text{Main},k} + \Phi_{\text{Ret,Fe}} + \Phi_{\text{Ret,Air}} = 0 \quad (3.13)$$

Nelle macchine provviste di percorsi esterni in ferro, ovvero nei nuclei a 5 colonne e nei banchi trimonofasi (Commesse 1, 2, 3, 5, 61, 62, 63), il flusso omopolare trova un canale di richiusura metallico ideale. In base alla legge di Hopkinson, l'entità del flusso continuo che si insedia nel materiale è inversamente proporzionale alla riluttanza equivalente ($\mathcal{R}$) dell'intero anello magnetico:

$$\Phi_{\text{dc}} = \frac{F_{mm,dc}}{\mathcal{R}_{\text{colonne}} + \mathcal{R}_{\text{gioghi}} + \mathcal{R}_{\text{Ret,Fe}}} \quad (3.14)$$

Essendo la permeabilità del ferro estremamente elevata nella regione lineare, la riluttanza di ritorno offerta dalle colonne scoperte ($\mathcal{R}_{\text{Ret,Fe}}$) risulta minima. La relazione precedente va intesa come modello a parametri concentrati dell'anello omopolare: le tre colonne avvolte concorrono in parallelo all'eccitazione, mentre il termine di ritorno è in realtà il parallelo fra il cammino metallico e quello esterno equivalente in olio e cassa ($\mathcal{R}_{\text{Ret,Fe}} \parallel \mathcal{R}_{\text{Ret,Air}}$); essa è inoltre di natura implicita e non lineare, poiché le riluttanze dipendono a loro volta dal livello di flusso attraverso la curva $B-H$ del materiale. Nelle macchine con ritorno in ferro il ramo metallico, di riluttanza nettamente inferiore, domina il parallelo e fissa il valore complessivo: questa configurazione circuitale agevola e asseconda l'instaurazione di un imponente flusso continuo lungo le colonne principali avvolte, spostando in modo irreversibile il punto di lavoro del materiale ferromagnetico oltre il ginocchio di targa e forzando la macchina in saturazione asimmetrica di mezzo periodo (*half-cycle saturation*).

Come documentato dalla Figura 3.6, il flusso nei rami di ritorno esterni in ferro sperimenta un incremento massiccio per tutte le commesse sensibili, superando ampiamente la soglia di $0.8 \div 1.3$ Wb al gradino di massima severità. Questo smaltimento agevole si riflette conseguentemente nella genesi di un massiccio flusso di bias all'interno delle colonne principali ($\Phi_{\text{Main_Wb}}$, Figura 3.7).

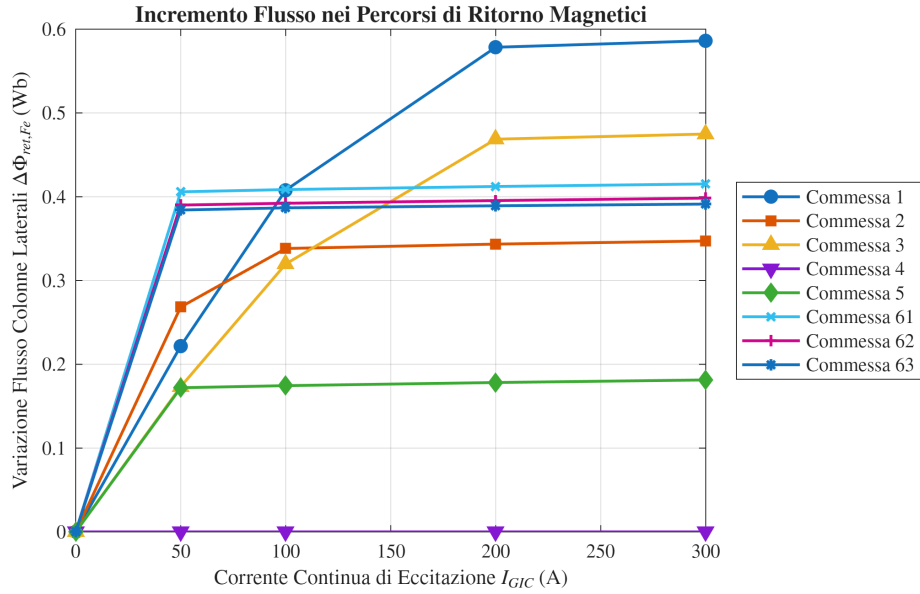


Figura 3.6: Flusso magnetico nei rami di ritorno esterni in ferro ($\Phi_{ret_Fe_Wb}$).

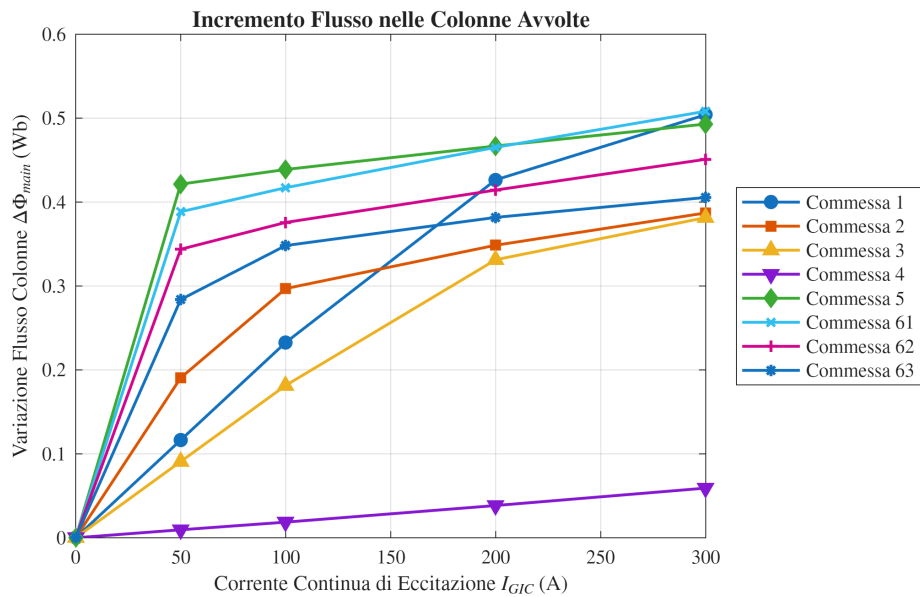


Figura 3.7: Andamento del flusso magnetico totale (AC+DC) nelle colonne principali avvolte (Φ_{Main_Wb}).

Nella Commessa 4 (nucleo a 3 colonne convenzionale), la fisica del sistema opera in modo radicalmente diverso. All'interno delle tre colonne principali, le forze magnetomotrici continue spingono parallelamente senza annullarsi. Il blocco si verifica nel momento in cui questi tre flussi convergono simultaneamente nei gioghi. Non trovando alcuna colonna di ritorno ferromagnetica in cui incanalarsi, le linee di flusso sono fisicamente costrette ad abbandonare il nucleo, chiudendo

il proprio percorso attraverso i mezzi non magnetici esterni (olio dielettrico e pareti della cassa). Ai fini della modellazione circuitale, tale percorso è stato linearizzato tramite un'unica riluttanza equivalente non ferromagnetica a permeabilità unitaria ($\mathcal{R}_{\text{Ret,Air}}$, $\mu_r = 1$), che aggrega olio e cassa.

È cruciale non confondere la causa con l'effetto: la corrente GIC non inietta nel ferro un flusso di valore fisso costretto poi a “strabordare” all'esterno, bensì applica una Forza Magnetomotrice ($F_{mm,dc}$). Poiché la permeabilità del mezzo di ritorno esterno — olio e cassa aggregati in un ramo equivalente ($\mu_r \approx 1$) — è migliaia di volte inferiore a quella del ferro, la riluttanza del percorso di ritorno $\mathcal{R}_{\text{Ret,Air}}$ assume valori colossali. Questo dislivello impedenziale agisce come un circuito virtualmente aperto nella legge di Hopkinson. Di conseguenza, il flusso continuo omopolare non viene espulso, ma *non riesce fisicamente a nascere alla sorgente*. L'effetto finale è visibile in Figura 3.8: la portentosa $F_{mm,dc}$ prodotta da 300 A riesce a spingere nel circuito a 3 colonne soltanto un impercettibile rivolo di flusso omopolare pari a 0.081 Wb.

Il flusso alternato nominale di rete a 50 Hz, al contrario, non affronta mai questo sbarramento: essendo una terna sinusoidale bilanciata, la cui somma algebrica istantanea è rigorosamente nulla, esso si richiude reciprocamente all'interno del nucleo. La geometria a 3 colonne opera così da filtro topologico: blocca strutturalmente la polarizzazione omopolare continua ma lascia fluire intatta la potenza attiva alternata.

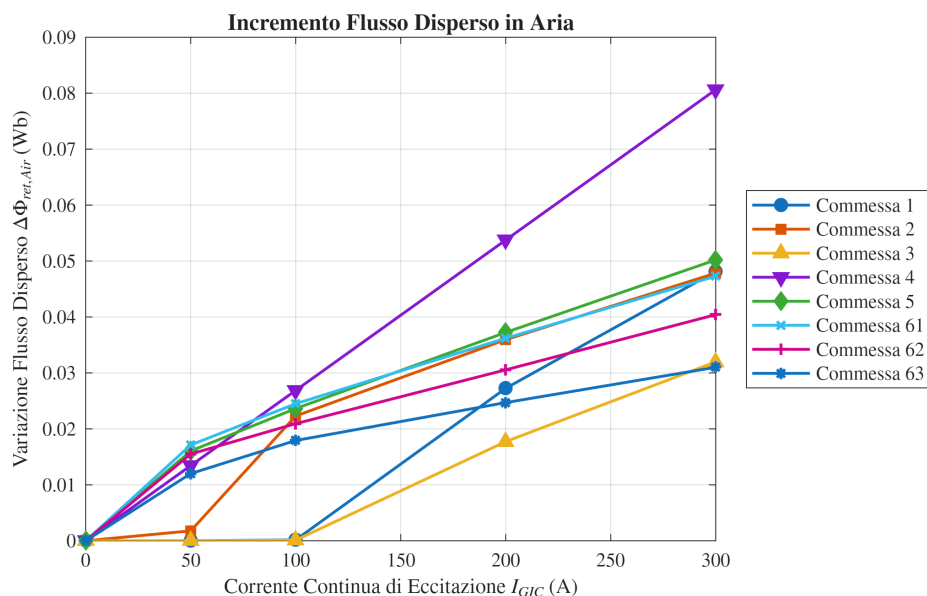


Figura 3.8: Flusso magnetico omopolare nel ramo di ritorno esterno equivalente in olio e cassa ($\Phi_{\text{Ret,Air,Wb}}$).

La medesima impronta dinamica si riscontra esaminando lo snodo dei gioghi orizzontali di accoppiamento (Figura 3.9). Tali flussi sono estratti analiticamente nei tratti di giogo orizzontale compresi fra due colonne avvolte adiacenti, ovvero i segmenti A–B e B–C; per ciascun giogo (superiore e inferiore) si trattiene il maggiore dei due in valore di picco. Il flusso così misurato rappresenta dunque la quota di flusso che ogni colonna principale scambia con le fasi contigue attraverso il giogo interno, e *non* il tratto di giogo che si dirige verso la colonna di ritorno laterale. Questa distinzione è essenziale per leggere correttamente la Tabella 3.4: per continuità del flusso, il picco di colonna Φ_{Main} si ripartisce fra il giogo interno (Φ_{Ytop} , diretto verso le fasi adiacenti) e la colonna di ritorno in ferro ($\Phi_{\text{Ret,Fe}}$, deviata verso il percorso esterno), secondo il bilancio approssimato $\Phi_{\text{Main}} \approx \Phi_{\text{Ytop}} + \Phi_{\text{Ret,Fe}}$ (per la Commessa 1, ad esempio, $1.211 + 0.789 = 2.000 \approx 1.991$ Wb). I due flussi non coincidono perciò fra loro, ma sono frazioni complementari del flusso di colonna: è proprio questo a spiegare perché, nei nuclei dotati di ritorno laterale, Φ_{Ytop} risulti sensibilmente inferiore a Φ_{Main} . Nel nucleo a 3 colonne della Commessa 4, privo di rami di ritorno ferromagnetici, il giogo interno raccoglie invece l'intero flusso che la colonna scambia con le fasi contigue, non disponendo di alcuna via di richiusura alternativa, da cui l'indice di ripartizione prossimo all'unità ($\rho_{\text{Ytop}} = \rho_{\text{Ybot}} \approx 1$) già evidenziato in precedenza. A causa della simmetria costruttiva speculare del nucleo rispetto all'asse orizzontale, il comportamento del giogo inferiore (Φ_{Ybot}) ricalca fedelmente e in modo speculare la dinamica del giogo superiore (Φ_{Ytop}).

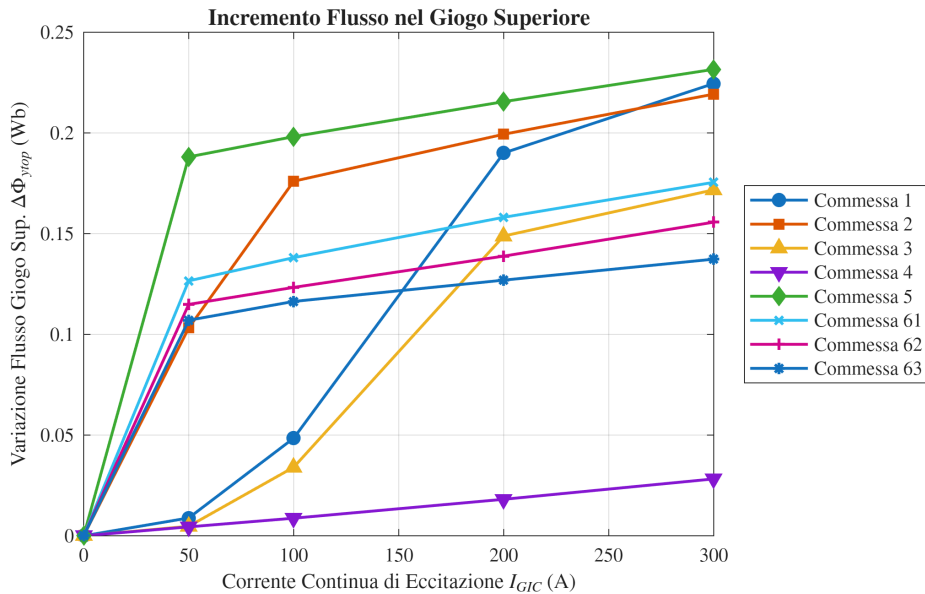


Figura 3.9: Flusso magnetico totale nei gioghi superiori (Φ_{Ytop} Wb).

Il bilancio analitico dell'intero circuito magnetico è quantificato nella Tabella 3.10, che raccoglie i flussi totali di picco (comprensivi di componente AC e DC) estratti nella finestra a regime.

Tabella 3.10: Bilancio analitico dei flussi magnetici totali nei vari rami del nucleo a $I_{GIC} = 300$ A.

Commessa	Φ_{Main} [Wb]	Φ_{Ytop} [Wb]	Φ_{Ybot} [Wb]	$\Phi_{\text{Ret,Fe}}$ [Wb]	$\Phi_{\text{Ret,Air}}$ [Wb]
Commessa 1	2.495	1.435	1.435	1.375	0.048
Commessa 2	1.775	1.011	1.011	0.949	0.048
Commessa 3	2.142	1.228	1.228	1.189	0.032
Commessa 4	1.417	1.386	1.386	0.000	0.081
Commessa 5	1.576	0.798	0.798	0.748	0.050
Commessa 61	1.761	0.954	0.954	0.894	0.047
Commessa 62	1.730	0.944	0.944	0.892	0.040
Commessa 63	1.691	0.927	0.927	0.889	0.031

È opportuno osservare che, nella Tabella 3.10, la somma dei picchi di giogo e di colonna di ritorno eccede il picco di colonna principale (per la Commessa 1, $1.435 + 1.375 = 2.810$ Wb contro 2.495 Wb): il bilancio $\Phi_{\text{Main}} \approx \Phi_{\text{Ytop}} + \Phi_{\text{Ret,Fe}}$, verificato in condizioni di riferimento, non è più rispettato dall'aritmetica dei picchi. Ciò non costituisce una violazione della continuità del flusso, che il modello rispetta rigorosamente istante per istante in ogni nodo del circuito magnetico: i valori tabulati sono picchi assoluti estratti indipendentemente su rami — e potenzialmente su fasi e istanti — differenti. In condizioni di riferimento le forme d'onda sono quasi sinusoidali e la ripartizione tra giogo e ritorno opera come un partitore di riluttanze pressoché lineare, sicché i flussi di ramo risultano frazioni in fase del flusso di colonna e i rispettivi picchi si sommano coerentemente. Sotto GIC questa sincronia viene meno per due ragioni: la componente omopolare continua non segue il partitore dell'alternata, ma converge dalle tre colonne direttamente nei rami di ritorno, caricandoli di una quota aggiuntiva rispetto alla semplice frazione del flusso di colonna; la saturazione, inoltre, distorce le forme d'onda in modo differente ramo per ramo, spostandone i picchi in istanti diversi del ciclo. La mancata chiusura del bilancio dei picchi rappresenta pertanto essa stessa una firma quantitativa della saturazione asimmetrica e dell'ingaggio omopolare dei percorsi di ritorno.

Per depurare l'analisi dalle variazioni di taglia costruttiva, la ripartizione è stata mappata anche in termini di indici adimensionali (ρ), definiti come il rapporto fra il picco di flusso nel ramo in esame e il picco di flusso che attraversa le colonne avvolte principali Φ_{Main} (assunto come il maggiore fra le tre fasi), secondo le definizioni già introdotte nel Capitolo 2 (Tabella 3.11). Nelle macchine vulnerabili, il coefficiente ρ_{Ret} si satura stabilmente oltre il 50%, confermando che la struttura metallica perimetrale viene sistematicamente ingaggiata come canale di smaltimento omopolare. Di contro, la Commessa 4 (3 colonne) isola lo sbarramento, mantenendo l'indice di ritorno esterno su frazioni quasi nulle e sfruttando i gioghi ($\rho_{Y\text{top}} \approx 97.8\%$) esclusivamente per lo scambio interno del flusso alternato trifase simmetrico. Il fatto che, sotto GIC, tale indice scenda lievemente al di sotto del valore esatto $\rho_{Y\text{top}} = 1.000$ della baseline (Tabella 3.4) riflette la comparsa di una piccolissima quota omopolare ($\rho_{\text{Ret}} \approx 5.7\%$) che tenta di abbandonare il nucleo verso i percorsi esterni ad altissima riluttanza; la quasi totalità del flusso continua però a incanalarsi nei soli gioghi, a conferma dell'assenza di una via di richiusura ferromagnetica e della conseguente resilienza topologica della macchina.

Tabella 3.11: Indici adimensionali di ripartizione dei flussi magnetici rispetto alle colonne principali a $I_{GIC} = 300$ A.

Commessa	ρ_{Ret}	$\rho_{Y\text{top}}$	$\rho_{Y\text{bot}}$
Commessa 1	0.570	0.575	0.575
Commessa 2	0.562	0.570	0.570
Commessa 3	0.570	0.573	0.573
Commessa 4	0.057	0.978	0.978
Commessa 5	0.506	0.507	0.507
Commessa 61	0.534	0.542	0.542
Commessa 62	0.539	0.545	0.545
Commessa 63	0.544	0.548	0.548

3.3.1 Indicatori specifici del materiale: perdite nel ferro e potenza apparente specifica

La proiezione dello stress ferromagnetico consente di quantificare l'aggravio energetico tramite le metriche per unità di massa $P_s_Wp\text{kg}$ e $S_s_VA\text{kg}$.

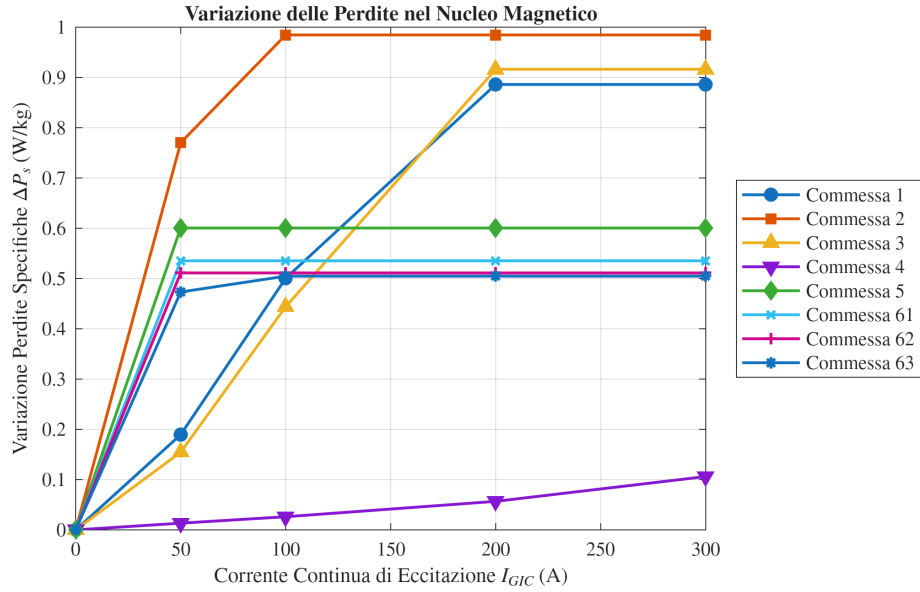


Figura 3.10: Evoluzione delle perdite specifiche totali del lamierino (P_{s_Wpkg}).

Le perdite specifiche rispondono alla separazione dei contributi dissipativi per isteresi e correnti parassite:

$$P_s = C_h \cdot f \cdot B_{\text{peak}}^\alpha + C_e \cdot f^2 \cdot B_{\text{peak}}^2 \quad (3.15)$$

L'andamento monitorato in Figura 3.10 evidenzia il drastico innalzamento della potenza termica dissipata nel volume del ferro, localizzato nelle colonne e nei gioghi avvolti.

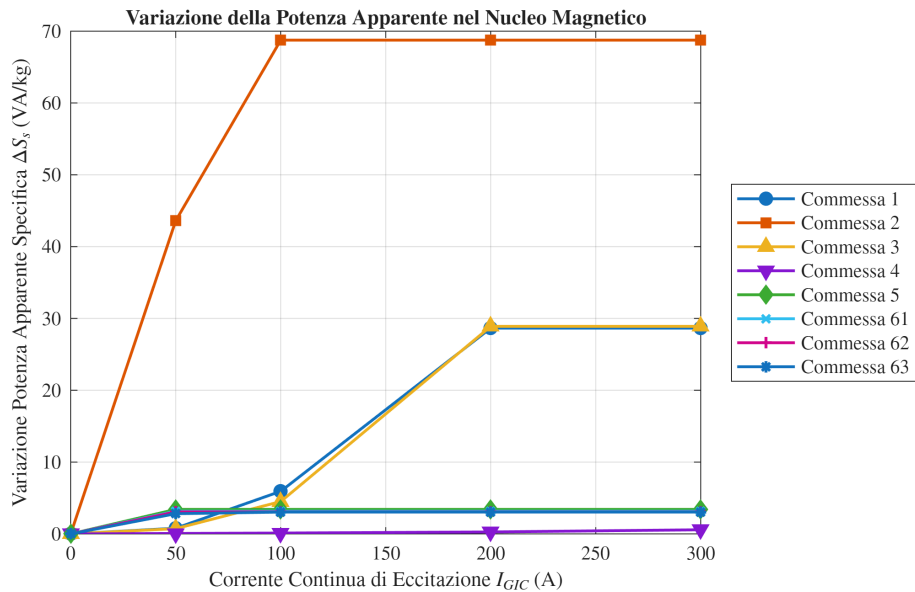


Figura 3.11: Evoluzione della potenza apparente specifica assorbita (S_{s_VAkg}).

La potenza apparente specifica (S_s _VA/kg, Figura 3.11) esprime l'energia richiesta per forzare la magnetizzazione in saturazione, seguendo la proporzionalità:

$$S_s \propto f \cdot B_{\text{peak}} \cdot H(B_{\text{peak}}) \quad (3.16)$$

La Tabella 3.12 riassume l'entità di tali incrementi differenziali e il valore di picco dell'induzione B_{peak} raggiunto a 300 A. La Commessa 2 sperimenta la sollecitazione più severa ($B_{\text{peak}} = 2.150$ T), mentre la Commessa 4 mantiene il punto di lavoro prossimo alla condizione nominale grazie all'assenza di percorsi in ferro per il flusso continuo.

Tabella 3.12: Stato magnetico e variazioni delle metriche specifiche del ferro ($I_{GIC} = 300$ A).

Commessa	B_{peak} [T]	ΔP_s [W/kg]	ΔS_s [VA/kg]
Commessa 1	2.084	0.886	28.656
Commessa 2	2.150	0.985	68.748
Commessa 3	2.058	0.916	28.900
Commessa 4	1.729	0.106	0.573
Commessa 5	2.066	0.601	3.412
Commessa 61	2.125	0.535	3.159
Commessa 62	2.087	0.511	3.062
Commessa 63	2.040	0.505	3.036

3.4 Analisi armonica spettrale a regime deformato

L'introduzione della saturazione asimmetrica a singolo semiperiodo (*half-cycle saturation*) altera severamente la morfologia d'onda delle correnti, arricchendone drasticamente il contenuto spettrale in frequenza.

Nelle condizioni di funzionamento nominale, la forma d'onda della corrente magnetizzante (e, di riflesso, delle correnti di linea alternate) gode di simmetria di mezza onda: il semiperiodo negativo rappresenta l'esatto specchio rovesciato di quello positivo. L'analisi spettrale di Fourier dimostra analiticamente che l'integrazione su un periodo completo di una funzione dotata di tale proprietà comporta l'annullamento sistematico di tutti i coefficienti associati alle frequenze multiple di ordine pari. Di conseguenza, un trasformatore operante in regime alternato puro

produce ed assorbe fisiologicamente soltanto armoniche di ordine dispari (principalmente la terza e la quinta componente).

L'impulso unidirezionale indotto dal bias magnetico continuo della GIC spezza irreversibilmente questa simmetria temporale, generando una corrente magnetizzante fortemente sbilanciata. Il fenomeno fisico di maggior rilievo causato da tale asimmetria è l'esplosione delle armoniche di ordine pari, in particolare la seconda (H2) e la quarta (H4) armonica, le quali testimoniano la perdita della riflessione geometrica tra i due semicicli elettrici.

3.4.1 Spettro armonico della corrente magnetizzante interna

L'analisi della corrente magnetizzante ricostruita all'interno del nucleo rivela la sorgente primaria della distorsione d'onda. Adottando la metrica percentuale relativa alla fondamentale, l'entità del fenomeno emerge in tutta la sua gravità: la terza armonica (H3) si conferma un prodotto imponente della profonda saturazione del ferro, con incrementi che per le macchine a cinque colonne si collocano stabilmente fra i 54 e i 77 punti percentuali, culminando nei 77.42 punti della Commessa 63 e nei 75.13 punti della Commessa 1. L'elemento di vera e propria anomalia sistemica indotto dalle GIC resta tuttavia la seconda armonica. Nel banco trimonofase (Commessa 5), la componente H2 assume un ruolo talmente di rilievo da diventare la dominante assoluta dello spettro interno, con un incremento di 84.14 punti percentuali che scavalca la stessa terza armonica (45.60 punti); essa è affiancata da una componente H4 di oltre 38 punti. Nelle commesse a cinque colonne la seconda armonica si attesta stabilmente in una fascia compresa fra i 45 e i 59 punti percentuali (con la Commessa 61 a 58.63 punti, accentuata dalla messa a terra del secondario), tallonando da vicino la distorsione di terza armonica e confermando la perdita pressoché totale della simmetria di mezza onda.

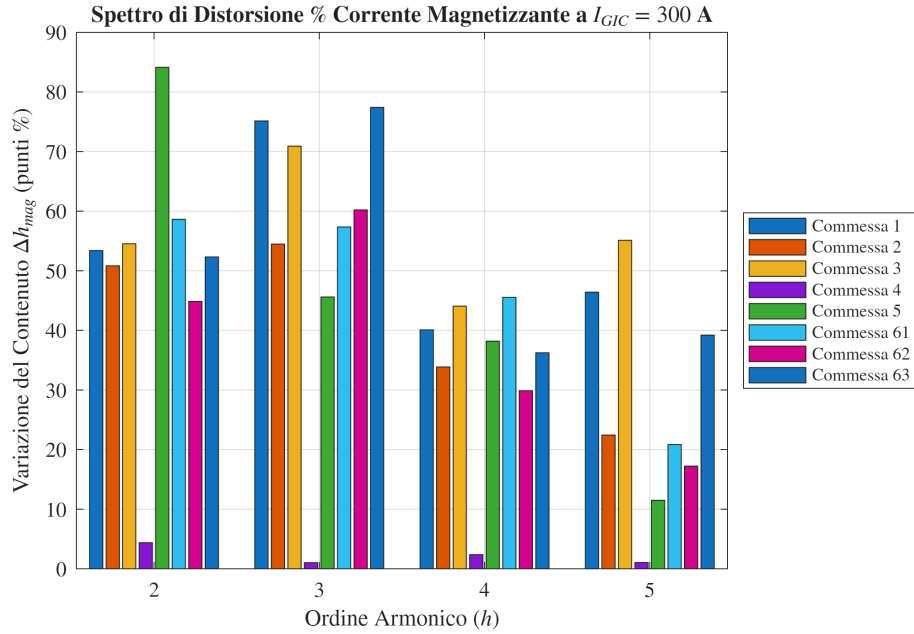


Figura 3.12: Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) della corrente magnetizzante ricostruita a $I_{GIC} = 300$ A.

Tabella 3.13: Incremento del contenuto armonico ($\Delta IHD_h = IHD_h^{300} - IHD_h^0$, in punti percentuali) della corrente magnetizzante interna a $I_{GIC} = 300$ A.

Commessa	H ₂ [%]	H ₃ [%]	H ₄ [%]	H ₅ [%]
Commessa 1	53.39	75.13	40.08	46.41
Commessa 2	50.83	54.48	33.86	22.44
Commessa 3	54.54	70.90	44.07	55.11
Commessa 4	4.37	1.03	2.38	1.05
Commessa 5	84.14	45.60	38.18	11.49
Commessa 61	58.63	57.35	45.55	20.84
Commessa 62	44.86	60.22	29.87	17.22
Commessa 63	52.32	77.42	36.24	39.21

3.4.2 Propagazione armonica al nodo primario (Lato Sorgente)

Questo massiccio inquinamento armonico interno non rimane confinato nel trasformatore, ma si propaga verso l'esterno distribuendosi sulle linee della rete primaria in stretta funzione delle *impedenze di sequenza* presentate dal sistema di trasmissione a monte. Ogni ordine armonico

incontra infatti una diversa opposizione alla propagazione in base allo sfasamento polare dei suoi vettori: le armoniche di sequenza inversa, come la seconda armonica H2, trovano una via di fuga preferenziale e si trasmettono con estrema facilità lungo i conduttori di linea.

L'analisi delle correnti iniettate verso il nodo primario (lato Sorgente) certifica questa perniciosa trasmissione: la Commessa 5 immette attivamente in rete un incremento di seconda armonica pari a 12.95 punti percentuali della fondamentale, seguita dalla Commessa 61 con 3.81 punti. Sul piano della terza armonica, la propagazione al primario raggiunge i valori più severi nelle Commesse 62 e 63 (rispettivamente 26.91 e 23.66 punti percentuali), a riprova di come la quota non perfettamente omopolare riesca a guadagnare le linee di trasmissione. Tale massiccia componente a 100 Hz introduce il rischio concreto di indurre scatti intempestivi o malfunzionamenti nei relè di protezione differenziale e di terra della stazione elettrica, i quali non sono storicamente tarati per filtrare od ignorare componenti asimmetriche di tale entità relativa.

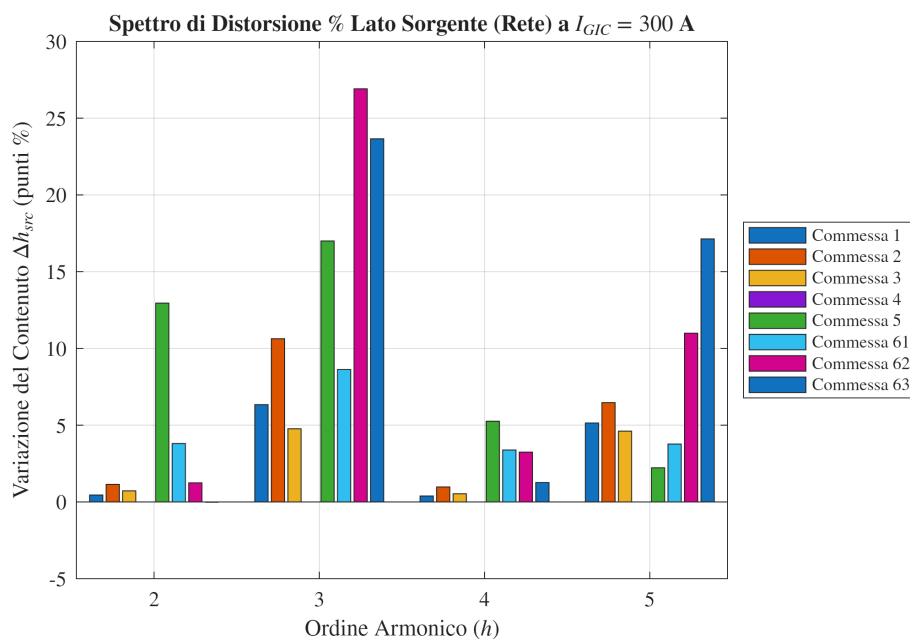


Figura 3.13: Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) delle correnti di linea lato Sorgente (nodo primario) a $I_{GIC} = 300$ A.

Tabella 3.14: Incremento del contenuto armonico ($\Delta\text{IHD}_h = \text{IHD}_h^{300} - \text{IHD}_h^0$, in punti percentuali) delle correnti di linea lato Sorgente al nodo primario a $I_{GIC} = 300$ A.

Commessa	H ₂ [%]	H ₃ [%]	H ₄ [%]	H ₅ [%]
Commessa 1	0.451	6.338	0.387	5.144
Commessa 2	1.144	10.630	0.975	6.471
Commessa 3	0.721	4.765	0.533	4.613
Commessa 4	0.001	-0.001	-0.000	0.000
Commessa 5	12.952	17.001	5.258	2.224
Commessa 61	3.805	8.629	3.383	3.771
Commessa 62	1.246	26.914	3.246	10.995
Commessa 63	-0.019	23.656	1.264	17.136

3.4.3 Distorsione di linea al nodo secondario (Lato Carico)

Dal lato Carico, misurato tramite i sensori di linea diretti alla rete secondaria di distribuzione, la distorsione spettrale rivela una firma altrettanto complessa e fortemente dipendente dal gruppo di connessione del secondario. Nelle macchine il cui avvolgimento secondario è chiuso a triangolo (Commesse 1, 2, 62 e 63), le armoniche di ordine pari risultano severamente attenuate sulle correnti di linea, mantenendosi in larga parte entro pochi decimi di punto percentuale, mentre transitano verso il carico le sole componenti dispari residue, con incrementi di terza armonica che raggiungono gli 8.43 punti percentuali nella Commessa 62 e quote di quinta armonica fino a 7.03 punti. Dal punto di vista elettrotecnico classico, essendo il secondario di tali macchine connesso a triangolo, la terna delle armoniche triple (omopolare) dovrebbe annullarsi vicendevolmente ai nodi delle fasi ($I_{\text{linea}} = I_A - I_B = 0$), rimanendo confinata a circolare stabilmente all'interno dell'avvolgimento chiuso.

La presenza di correnti di linea H3 non nulle dimostra che, in regime di perturbazione geomagnetica, la terza armonica perde la sua natura puramente omopolare a causa del fenomeno della *cross-saturazione* (saturazione incrociata). Quando una colonna del nucleo ferromagnetico entra in saturazione asimmetrica profonda, il crollo istantaneo della sua permeabilità altera dinamicamente la riluttanza vista dalle colonne adiacenti. Questa interazione asimmetrica sbilancia la terna delle armoniche triple, introducendo al loro interno consistenti quote di *sequenza diretta e inversa*. Di conseguenza, nelle macchine a secondario chiuso il gruppo di

connessione a triangolo si comporta da filtro parziale: intrappola la sola quota omopolare residua (la cui gigantesca corrente di circolazione interna è la causa diretta del surriscaldamento Joule ΔP_{cu} nei conduttori), ma lascia transitare le componenti dispari a sequenza diretta e inversa verso le linee del carico secondario. Le armoniche di ordine pari, pur essendo classificate come sequenza inversa (H_2) e diretta (H_4), risultano anch'esse fortemente attenuate: sotto forzante GIC esse sono generate dal *bias* continuo, grandezza di modo comune, e attraverso la cross-saturazione del nucleo asimmetrico acquisiscono una quota omopolare dominante, che il triangolo intercetta insieme alla terza armonica.

Il quadro muta radicalmente per la Commessa 61, adottata in questa tesi come caso di prova proprio in virtù della sua spiccata vulnerabilità: il suo avvolgimento secondario è connesso a stella con neutro deliberatamente collegato a terra (gruppo YNyn), scelta operata per ottenere un riscontro più marcato della terza armonica e delle componenti di sequenza omopolare sul lato secondario. In assenza dell'avvolgimento a triangolo che funga da trappola per le correnti omopolari, l'intero spettro generato dalla saturazione asimmetrica si propaga indisturbato fino al carico: la Commessa 61 si conferma così la macchina più distorta sul lato secondario, con incrementi simultanei di seconda (10.55 punti percentuali), terza (10.63 punti), quarta (8.17 punti) e quinta armonica (3.13 punti). La presenza delle componenti pari, fortemente attenuate nelle macchine a triangolo, è la firma diretta della via di fuga aperta al flusso omopolare dalla messa a terra del neutro secondario, e attesta come la perturbazione geomagnetica sia in grado di degradare la *power quality* dell'intera rete a valle.

Si evidenzia, infine, una nota metodologica essenziale riguardante lo stato fisiologico baseline ($GIC = 0$ A): l'osservazione nei dati di una debolissima quota di terza armonica sul carico (un IHD dell'ordine dello 0.1% rispetto alla fondamentale) non costituisce un trafilamento o un errore del modello, bensì discende dalla saturazione fisiologica al ginocchio di targa del materiale ferromagnetico ($B_{nom} \approx 1.6 \div 1.7$ T). Questa leggera non linearità nominale produce una microscopica caduta di tensione armonica sulla linea primaria, la quale si riflette per via induttiva al secondario provocando un assorbimento passivo del tutto trascurabile. Sotto l'azione della forzante GIC, l'impennata di alcuni punti percentuali è invece interamente guidata dalla distorsione asimmetrica e dal disaccoppiamento di fase, come quantificato dagli incrementi ΔIHD riportati in tabella.

L'immunità intrinseca della Commessa 4 (nucleo a 3 colonne) trova una sanzione definitiva e speculare anche sul piano spettrale: gli incrementi armonici associati a questa topologia si

mantengono rigorosamente confinati a frazioni millesimali di punto percentuale su tutti gli ordini e su tutte le porte, a testimonianza del perfetto mantenimento del regime sinusoidale puro garantito dall'assenza di percorsi ferromagnetici esterni per il flusso continuo.

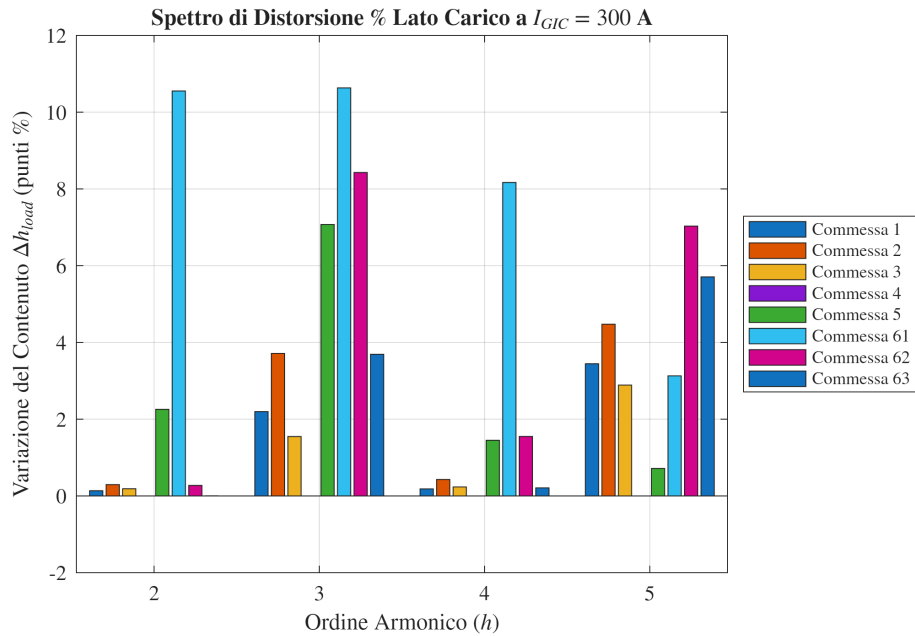


Figura 3.14: Incremento percentuale dello spettro armonico (ΔIHD_h , in punti percentuali) delle correnti di linea lato Carico (nodo secondario) a $I_{GIC} = 300$ A.

Tabella 3.15: Incremento del contenuto armonico ($\Delta IHD_h = IHD_h^{300} - IHD_h^0$, in punti percentuali) delle correnti di linea lato Carico al nodo secondario a $I_{GIC} = 300$ A.

Commessa	H ₂ [%]	H ₃ [%]	H ₄ [%]	H ₅ [%]
Commessa 1	0.136	2.197	0.184	3.444
Commessa 2	0.295	3.714	0.429	4.475
Commessa 3	0.188	1.549	0.235	2.889
Commessa 4	0.000	-0.000	-0.000	0.000
Commessa 5	2.256	7.073	1.450	0.716
Commessa 61	10.552	10.632	8.169	3.129
Commessa 62	0.273	8.428	1.550	7.031
Commessa 63	0.003	3.691	0.210	5.707

3.5 Analisi temporale della distorsione: dal regime nominale all'half-cycle saturation

A conclusione della campagna parametrica, si propone un'analisi visiva nel dominio del tempo atta a consolidare la comprensione fisica dei fenomeni quantificati nei paragrafi precedenti. L'osservazione diretta delle forme d'onda permette di apprezzare l'evoluzione del transitorio di saturazione asimmetrica e la conseguente distorsione che si propaga ai terminali della macchina. Come caso studio rappresentativo si assume la Commessa 61 (topologia a 5 colonne, altamente vulnerabile) sottoposta al livello di forzante massimo ($I_{GIC} = 300$ A).

Al fine di garantire la massima leggibilità editoriale e pulizia macroscopica, i segnali sinusoidali di corrente alternata (rete e carico) sono stati elaborati tramite un algoritmo di tracking dello *zero-crossing* a pendenza positiva. Tale procedura accoppia l'origine degli assi ($t = 0$ ms) con l'istante esatto di passaggio per lo zero di ciascuna onda, facilitando il confronto diretto delle deformazioni geometriche del periodo.

Come premessa fenomenologica, la Figura 3.15 illustra il profilo di iniezione della corrente continua al neutro del trasformatore, caratterizzato dal transitorio di inserzione al secondo $t = 2$ s impresso dallo script di forzatura.

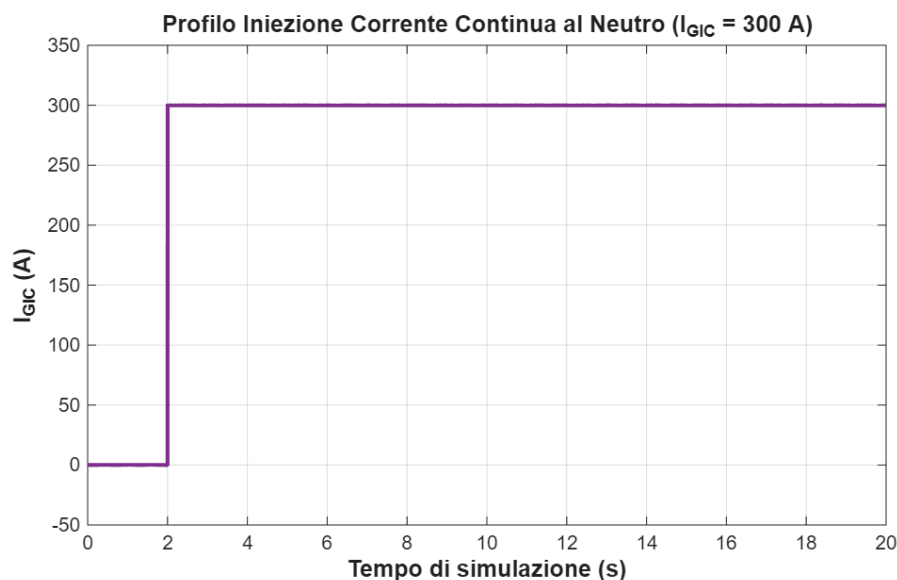


Figura 3.15: Profilo temporale di iniezione della corrente continua al neutro del primario ($I_{GIC} = 300$ A) sull'intero arco della simulazione.

3.5.1 Deriva dell'induzione magnetica e bias continuo

Il primo e più profondo effetto della GIC si manifesta all'interno del nucleo ferromagnetico. In condizioni di funzionamento nominale (Figura 3.16), l'induzione magnetica $B_A(t)$ oscilla in modo perfettamente simmetrico all'interno del range di linearità del materiale, sfiorando appena il ginocchio di saturazione (B_{knee}).

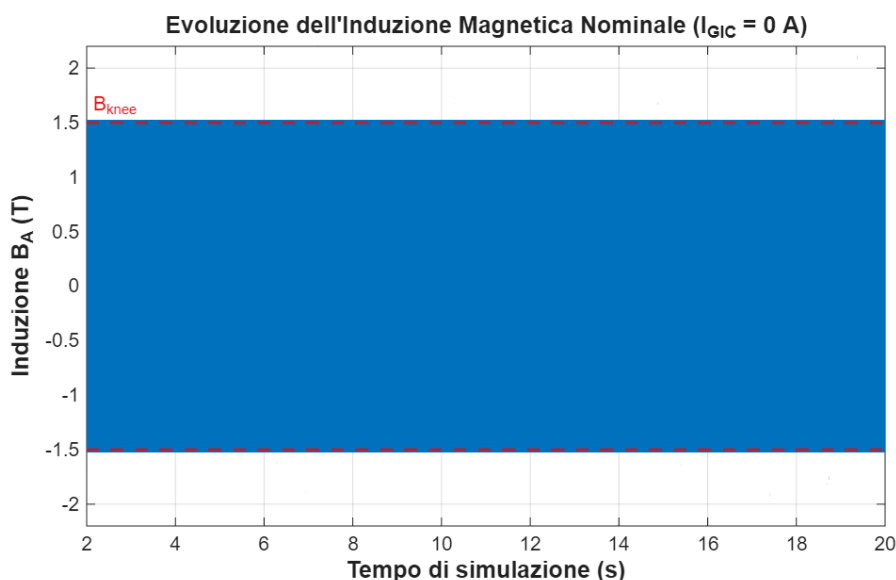


Figura 3.16: Evoluzione temporale dell'induzione magnetica $B_A(t)$ a regime nominale ($I_{GIC} = 0$ A).

Sotto l'azione della forzante continua (Figura 3.17), l'intero profilo dell'induzione subisce una progressiva traslazione verticale (bias magnetico). Spinta dal flusso omopolare, l'onda trasla esponenzialmente verso l'alto con una costante di tempo macroscopica $\tau \sim L/R$. È opportuno precisare quale induttanza governi tale transitorio: non si tratta dell'induttanza di dispersione del trasformatore né di quella di linea, bensì dell'induttanza del ramo magnetizzante L_m (legata alla permeabilità del nucleo), poiché il *bias* è un fenomeno di flusso che si instaura nel percorso magnetizzante principale; R è invece la resistenza in continua del circuito percorso dalla GIC (resistenza ohmica degli avvolgimenti ed eventuali resistenze serie del percorso di richiusura a terra). Poiché L_m è fortemente non lineare e crolla di alcuni ordini di grandezza al sopraggiungere della saturazione, tale costante non assume un valore unico: è grande nella fase iniziale, lenta, di salita verso il punto di polarizzazione e si riduce drasticamente una volta superato il ginocchio. Per questa ragione se ne parla in termini puramente qualitativi (*macroscopica*) rispetto al periodo di rete. A regime, la curva interseca e oltrepassa drasticamente

la soglia di saturazione per un intero semiperiodo, innescando formalmente la condizione di *half-cycle saturation*. L'evidenza grafica del fenomeno è esaltata dal netto contrasto cromatico tra la traccia dell'induzione perturbata e le linee limite del ginocchio.

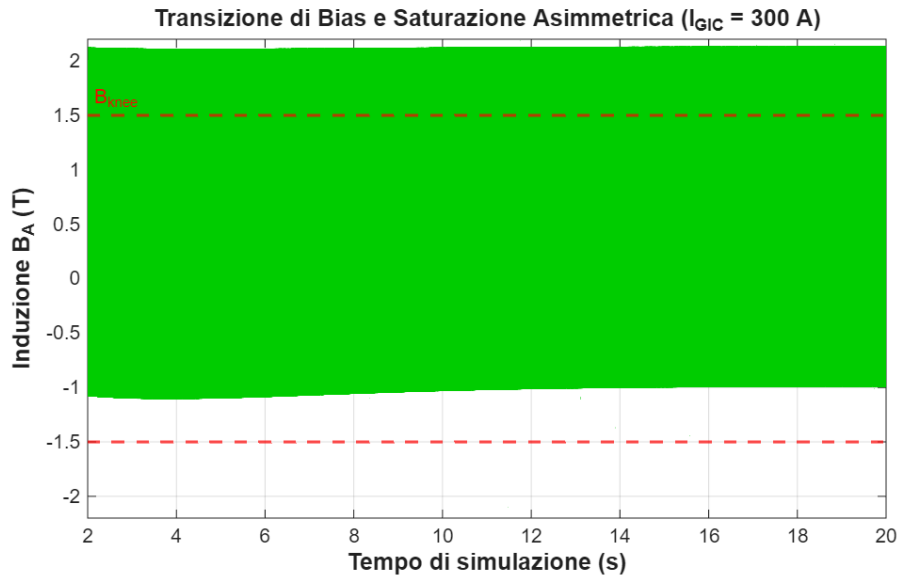


Figura 3.17: Deriva dell'induzione magnetica e superamento del limite di saturazione asimmetrica ($I_{GIC} = 300$ A) evidenziato in verde fluo.

3.5.2 Impennata della corrente magnetizzante e dinamica del nucleo a 5 colonne

La diretta conseguenza del collasso periodico della permeabilità magnetica è osservabile ricostruendo la corrente di magnetizzazione assorbita dalla macchina. Si è scelto di operare uno zoom visivo su una finestra di 20 ms (un singolo periodo a 50 Hz) a transitorio esaurito, ancorando l'inizio della finestra allo zero-crossing ascendente di ciascun segnale: in questo modo tutte le forme d'onda di corrente prendono origine dal punto (0, 0), agevolando il confronto diretto fra la condizione nominale e quella perturbata.

In condizioni nominali (Figura 3.18), la corrente magnetizzante coincide praticamente con la modesta corrente di eccitazione a vuoto, di ampiezza dell'ordine del decimo di Ampere (≈ 0.3 A di picco per la macchina in esame). A rigore la corrente a vuoto comprende anche una piccola componente attiva, in fase con la tensione, che fornisce le perdite nel ferro (isteresi e correnti parassite); tale componente è però di ampiezza trascurabile rispetto alla quota magnetizzante in quadratura, dato il bassissimo fattore di potenza a vuoto, ed è comunque contabilizzata

separatamente nella trattazione tramite la metrica delle perdite specifiche P_s . Ne deriva che la corrente magnetizzante risulta pressoché sinusoidale e in quadratura ritardata rispetto alla tensione applicata, data la natura essenzialmente induttiva della reattanza di magnetizzazione, e presenta soltanto lievi increspature riconducibili alle armoniche dispari fisiologiche (H_3 , H_5) prodotte dal ferro che lavora a ridosso del ginocchio di targa.

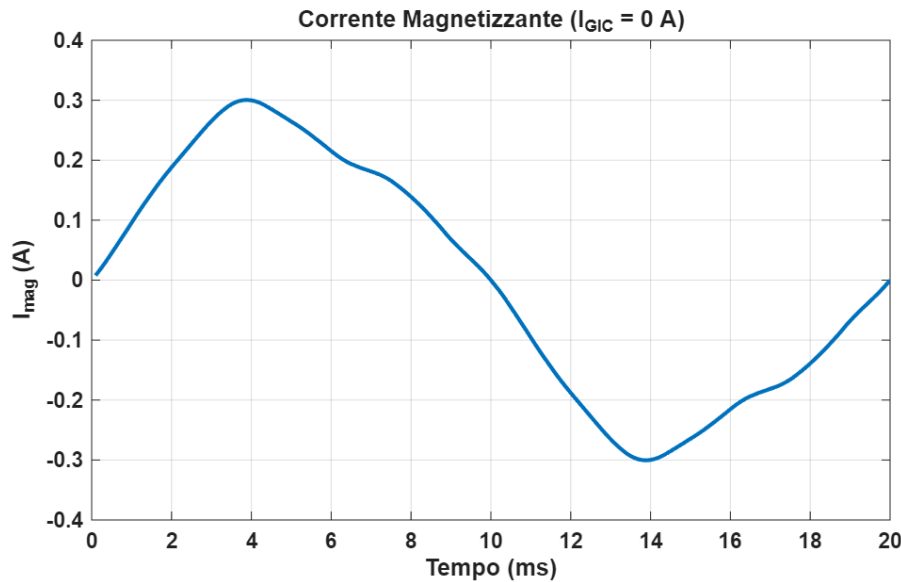


Figura 3.18: Profilo della corrente magnetizzante $I_{mag}(t)$ a regime nominale con asse Y auto-adattato per l'apprezzamento della componente a vuoto.

Sotto l'effetto di 300 A di GIC (Figura 3.19) il quadro muta radicalmente. La forzante continua impone una forza magnetomotrice continua che polarizza il flusso (*DC bias*): nel semiperiodo in cui il flusso alternato si somma a tale polarizzazione, l'induzione supera il ginocchio e la macchina entra in saturazione profonda, richiamando un impulso di corrente magnetizzante di entità violentissima, dell'ordine di 440 A di picco, ossia oltre tre ordini di grandezza al di sopra del valore a vuoto. Nel restante semiperiodo, in cui il flusso alternato si oppone al *bias*, il nucleo permane al di sotto del ginocchio e la corrente magnetizzante torna pressoché nulla. È proprio questa marcata asimmetria fra i due semiperiodi, ossia un unico impulso unidirezionale per ciclo, a costituire la firma della *half-cycle saturation* e a generare il ricco spettro di armoniche pari analizzato in precedenza.

Si osservi che il picco impulsivo si manifesta con segno negativo. Tale segno non possiede un significato fisico assoluto: esso discende dalla polarità della corrente continua iniettata al neutro e dalle convenzioni di riferimento adottate per i sensori di corrente di avvolgimento e

per la formula di ricostruzione $(N_1 I_1 - N_2 I_2)/N_1$. Invertendo la polarità assunta per la GIC il medesimo fenomeno si presenterebbe come un impulso positivo, lasciando immutata la fisica del problema; ciò che è fisicamente rilevante, e indipendente dal segno, è il carattere unidirezionale dell'impulso, confinato a un solo semiperiodo, che disancora il valore medio della corrente dallo zero.

L'analisi della Figura 3.19 rivela un ulteriore dettaglio di elevato interesse scientifico: la presenza di una caratteristica sella a “doppio picco” lungo il fianco dell'onda impulsiva. Questo andamento è una firma elettromagnetica caratteristica dei nuclei dotati di percorsi di ritorno in ferro a sezione ridotta, ovvero in particolare delle macchine a 5 colonne interessate da GIC. Il meccanismo è quello di una saturazione sequenziale a due stadi di elementi magnetici con soglie diverse. Quando la colonna principale della fase interessata satura profondamente, la sua riluttanza incrementa repentinamente e la corrente richiesta cresce bruscamente (primo lobo dell'impulso); il flusso in eccesso viene quindi forzato a riversarsi nei gioghi e nelle colonne laterali di ritorno. Essendo queste ultime dimensionate con una sezione ridotta (tipicamente intorno al 50% della principale), il flusso deviato vi produce densità di induzione localmente più elevate a parità di flusso convogliato, portandole a saturare a loro volta nel medesimo semiperiodo: si genera così un secondo e consecutivo “collo di bottiglia” magnetico che richiede un ulteriore impulso di corrente (secondo lobo). Va precisato, in coerenza con i limiti del modello, che la verifica diretta del rapporto B/B_{knee} è condotta dagli script sulle sole colonne principali (induzione ricavata da $\Phi_{Main}/A_{core,main}$); la saturazione dei rami di ritorno non è quindi quantificata da un proprio indice di ginocchio, ma è dedotta da due elementi convergenti: il rapporto di sezione ridotto, che a parità di flusso ne innalza l'induzione, e la firma stessa a doppio picco, che ne costituisce la manifestazione macroscopica osservabile. Nell'intervallo compreso fra i due stadi, in cui la riluttanza incrementale si stabilizza temporaneamente prima del secondo ginocchio, la richiesta di corrente flette, dando origine all'avvallamento centrale della sella.

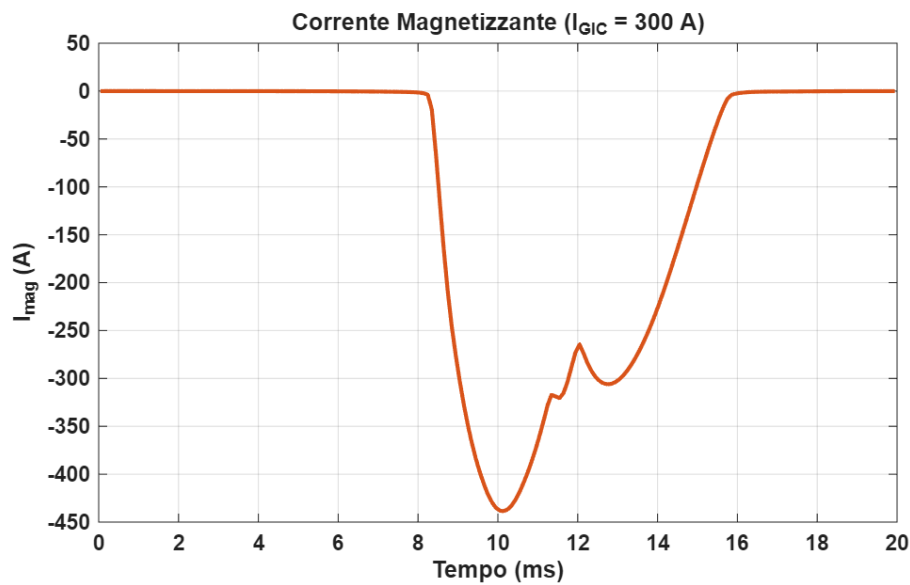


Figura 3.19: Manifestazione della *half-cycle saturation* sulla corrente magnetizzante ($I_{GIC} = 300$ A): impulso unidirezionale per semiperiodo, con la caratteristica distorsione asimmetrica a doppio picco.

3.5.3 Distorsione sui terminali di Rete e di Carico

L'assorbimento della corrente magnetizzante fortemente distorta si sovrappone alla corrente di linea primaria (I_{src}). Il confronto diretto tra l'onda nominale (Figura 3.20) e quella perturbata (Figura 3.21) evidenzia come l'onda di rete a 300 A perda la sua simmetria originaria, manifestando un marcato ingrossamento localizzato sul picco positivo, configurandosi come la firma esterna del picco impulsivo di magnetizzazione.

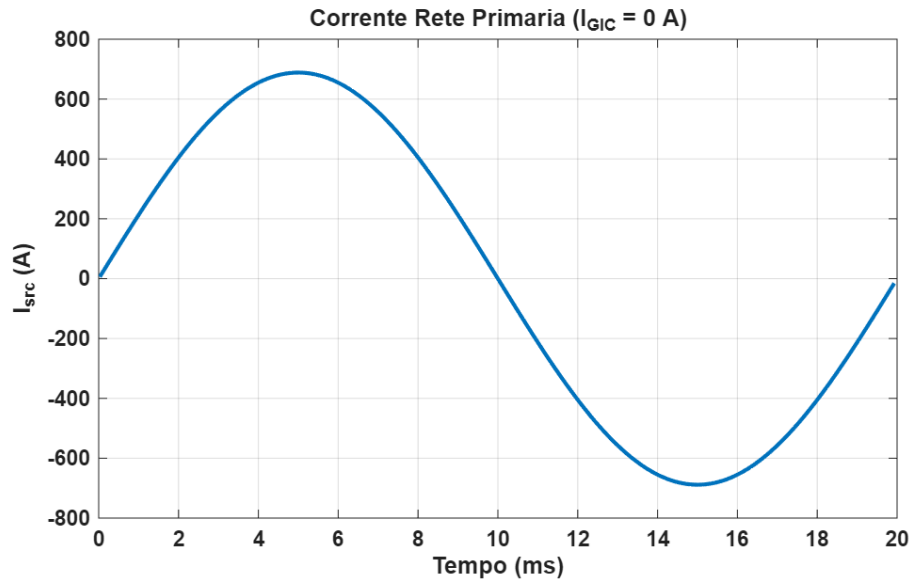


Figura 3.20: Corrente di rete primaria in assenza di perturbazioni ($I_{GIC} = 0 \text{ A}$) con partenza da zero.

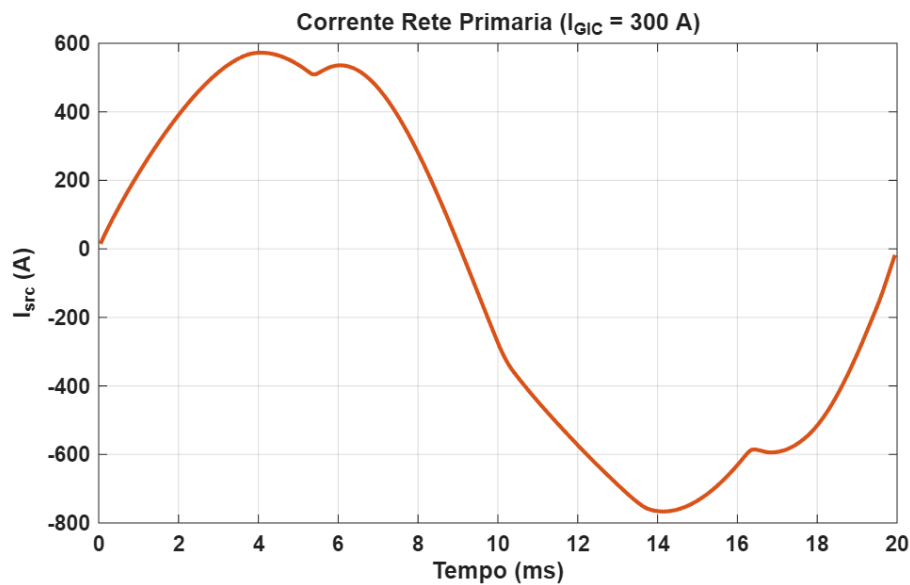


Figura 3.21: Corrente di rete primaria affetta da ingrossamento asimmetrico dovuto alla GIC ($I_{GIC} = 300 \text{ A}$).

Dal lato secondario (I_{load}), si ricorda che il caso di prova adottato ha avvolgimento secondario connesso a stella con neutro a terra. A differenza delle macchine con secondario a triangolo e fondamentale di carico molto elevata, nelle quali l'enorme ampiezza della corrente trasferita esercita un effetto di mascheramento sulla distorsione da *cross-saturation*, in questa configurazione la corrente fondamentale erogata al carico è di entità contenuta (dell'ordine del

migliaia di Ampere di picco, Figure 3.22 e 3.23). Venendo meno l'effetto di mascheramento, la deformazione d'onda emerge in modo direttamente percepibile: il confronto fra la sinusoide nominale e quella perturbata rende manifesta l'asimmetria introdotta dalla saturazione, con le ripercussioni in termini di *power quality* e perdite aggiuntive nei conduttori che si traducono in un'alterazione visibile della forma d'onda secondaria, oltre che attive e penalizzanti.

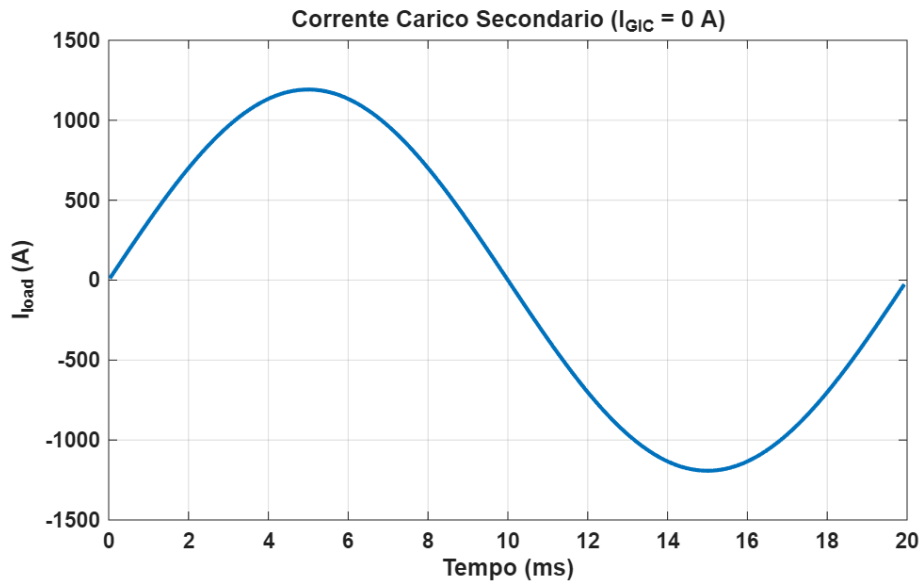


Figura 3.22: Corrente erogata al carico secondario in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0 \text{ A}$).

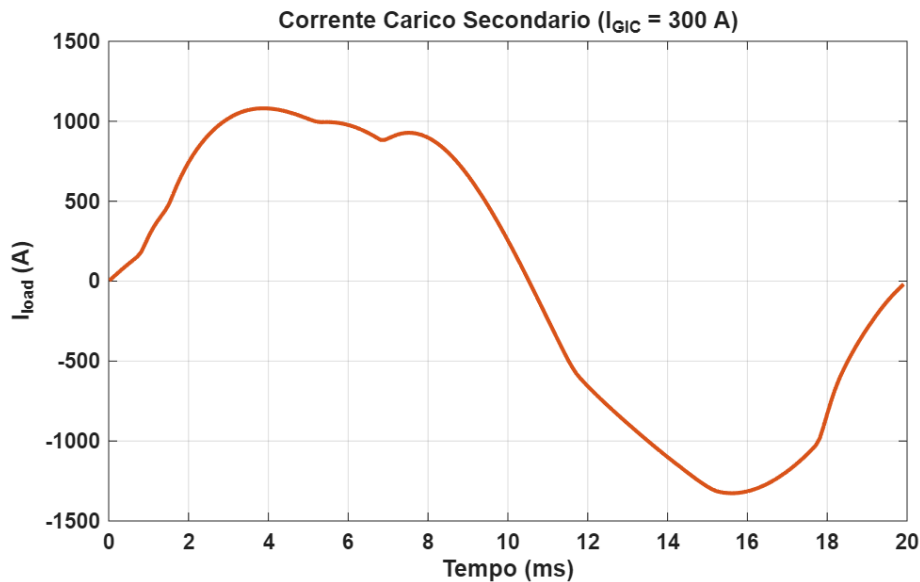


Figura 3.23: Corrente erogata al carico secondario in presenza di GIC ($I_{GIC} = 300 \text{ A}$). Con la fondamentale di carico contenuta del secondario a stella, la deformazione d'onda da saturazione asimmetrica risulta direttamente percepibile.

3.5.4 Scomposizione armonica nel dominio del tempo e propagazione al secondario a stella

Per isolare e quantificare l'esatto contenuto inquinante celato all'interno delle onde globali, si ricorre a un'estrazione matematica basata sulla regressione ai minimi quadrati, isolando le componenti da H1 a H5 sia sul lato primario che secondario.

In condizioni nominali (Figure 3.24 e 3.25), l'analisi conferma la purezza del regime: lo spettro temporale è piatto per tutte le armoniche superiori, lasciando emergere la sola fondamentale a 50 Hz.

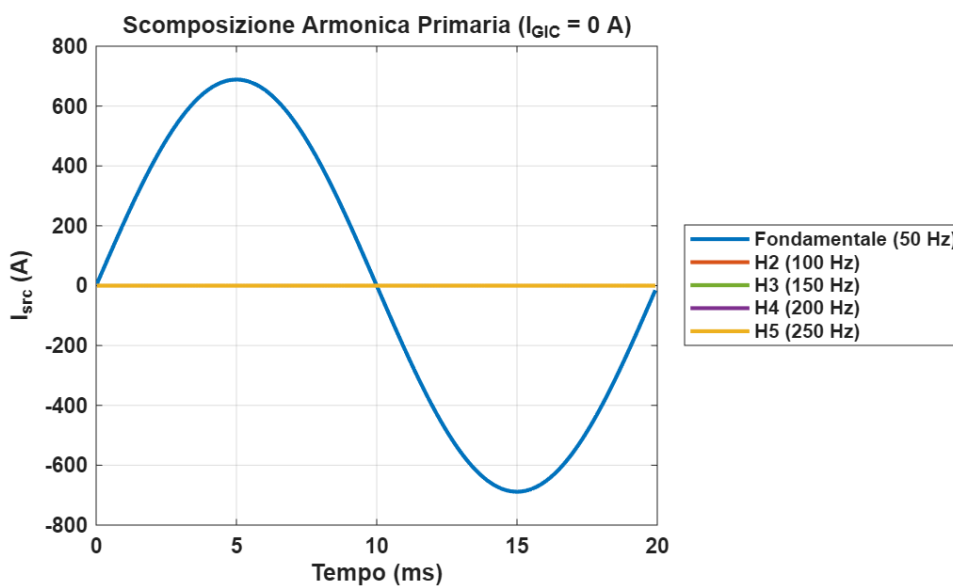


Figura 3.24: Scomposizione armonica temporale della corrente primaria in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0$ A).

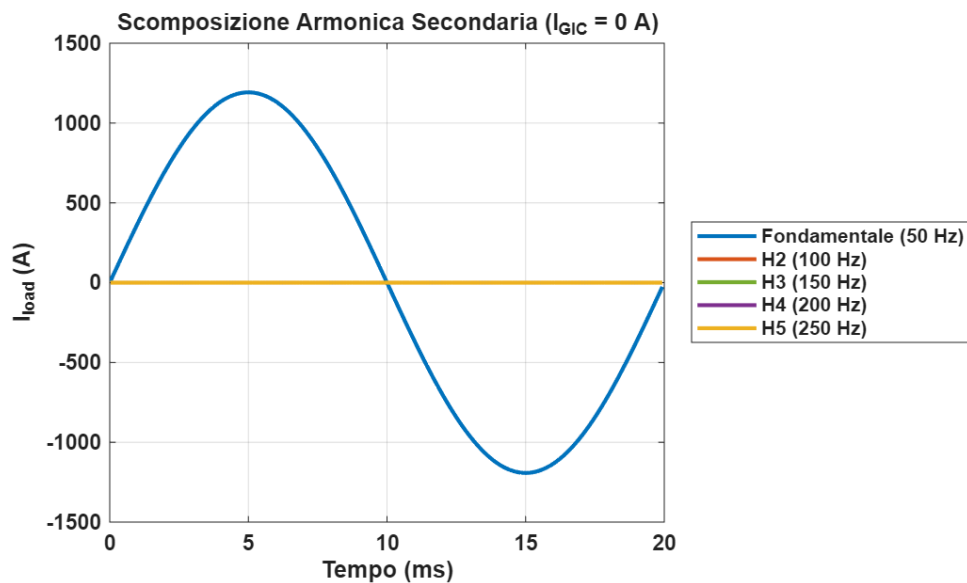


Figura 3.25: Scomposizione armonica temporale della corrente secondaria in condizioni nominali ($I_{GIC} = 0$ A).

L'iniezione di 300 A di GIC rompe radicalmente la simmetria del sistema. Sul lato primario (Figura 3.26), si registra l'immediata proliferazione delle componenti armoniche superiori. Si osserva un massiccio incremento sia delle componenti dispari (H3, H5) che delle componenti pari (H2, H4), queste ultime espressione diretta dell'asimmetria netta tra il semiperiodo positivo e negativo indotta dal bias.

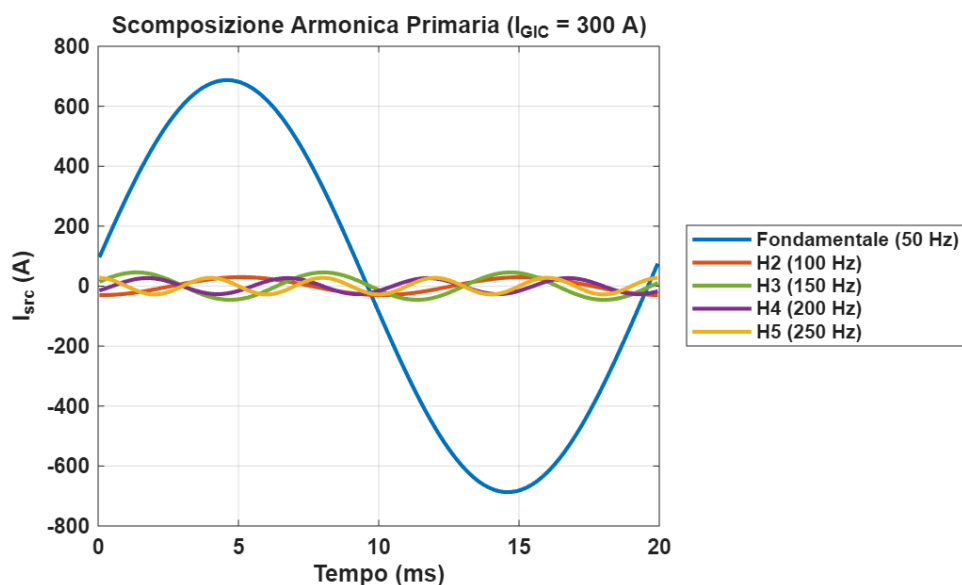


Figura 3.26: Esplosione del contenuto armonico superiore (H2-H5) sulla corrente primaria a regime perturbato ($I_{GIC} = 300$ A).

L'elemento di maggiore rilevanza ingegneristica emerge tuttavia dall'analisi spettrale del lato secondario (Figura 3.27). Questa configurazione è stata deliberatamente adottata per ottenere un riscontro più marcato della terza armonica e delle componenti di sequenza omopolare sul lato secondario: in assenza di un avvolgimento a triangolo, viene infatti a mancare il cammino chiuso a bassa impedenza che, nelle macchine a secondario triangolo, intrappolerebbe le correnti di sequenza omopolare agendo da filtro nei confronti della terza armonica e dei suoi multipli dispari.

Coerentemente, il riscontro grafico evidenzia come un ampio contenuto di distorsione si propaghi verso il carico terminale. Il meccanismo fisico risiede nella modulazione delle induttanze operata dalla saturazione. L'induttanza di magnetizzazione di ciascuna fase è legata alla permeabilità del ferro dalla relazione:

$$L = \frac{N^2}{\mathcal{R}} = \frac{N^2 \mu A}{\ell} \quad (3.17)$$

Quando il *bias* continuo spinge la colonna oltre il ginocchio, la permeabilità differenziale μ crolla di alcuni ordini di grandezza e con essa precipita l'induttanza propria della fase. Poiché la saturazione interessa un solo semiperiodo, tale collasso è ciclico e asimmetrico: l'induttanza è elevata nel semiperiodo non saturo e minima in quello saturo, configurando una matrice delle induttanze $[L(t)]$ periodicamente variabile nel tempo. Inoltre, condividendo le colonne i medesimi giochi e percorsi di ritorno, la saturazione di una fase modifica la riluttanza vista dalle fasi adiacenti (*cross-saturazione*), rendendo tempo-varianti e sbilanciate anche le mutue induttanze. È questa variazione parametrica e asimmetrica dei coefficienti induttivi a generare lo spettro armonico: un'induttanza periodicamente modulata che agisce su un'eccitazione sinusoidale produce inevitabilmente armoniche, e la rottura della simmetria di mezza onda introduce in particolare le componenti di ordine pari.

Il modo in cui tale spettro raggiunge il carico dipende dal gruppo di connessione del secondario e va interpretato alla luce della natura di sequenza delle singole armoniche. In una terna bilanciata la terza armonica e le sue multiple dispari sono di sequenza omopolare, la quinta di sequenza inversa, la seconda di sequenza inversa e la quarta di sequenza diretta. L'avvolgimento a triangolo offre un cammino chiuso a bassa impedenza alle sole correnti di sequenza omopolare: esso intrappola quindi la quota omopolare di ciascuna armonica. Poiché la terza è in massima parte omopolare, essa risulta fortemente attenuata sulle correnti di linea, fatta salva la frazione che la cross-saturazione del nucleo ridistribuisce in sequenza diretta e inversa. In un nucleo

perfettamente simmetrico la terza armonica sarebbe infatti puramente omopolare, ossia identica e in fase nelle tre colonne; poiché però la colonna centrale e quelle esterne presentano riluttanze diverse e saturano in misura non identica, le terze armoniche delle tre fasi non risultano più perfettamente uguali, e questo squilibrio fa comparire una quota di sequenza diretta e inversa che, non essendo intrappolabile dal triangolo, riesce comunque a trafilare verso il carico (effetto particolarmente marcato nelle varianti a tre avvolgimenti); le componenti intrinsecamente non omopolari, come la quinta armonica, transitano invece pressoché inalterate, ed è per questo che la quinta si ritrova sulle linee di carico anche nelle macchine a triangolo.

Resta da spiegare perché, sulle stesse macchine a triangolo, anche le armoniche di ordine pari (H_2 e H_4) si mantengano fortemente contenute, comportandosi di fatto come grandezze intrappolabili nonostante la loro classificazione (rispettivamente di sequenza inversa e diretta). Occorre osservare che tale classificazione vale soltanto per una terna armonica *bilanciata*, condizione che sotto forzante GIC non è soddisfatta. Le componenti pari, infatti, sono assenti in regime nominale e compaiono solo per effetto del *bias* continuo, che è una grandezza di modo comune presente in egual misura nelle tre fasi. In un nucleo perfettamente simmetrico esse risulterebbero comunque di pura sequenza inversa e diretta; è la marcata asimmetria magnetica del nucleo multi-colonna a rompere tale bilanciamento: la cross-saturazione fra colonna centrale e colonne esterne fa sì che i contributi armonici pari delle tre fasi non siano più uguali, conferendo loro una quota di modo comune (omopolare) che, sotto GIC, diviene dominante. Il triangolo intercetta tale quota insieme alla terza armonica, attenuando le pari sulle linee di carico. Il dato simulativo conferma nettamente questo quadro: a parità di architettura di nucleo (5 colonne), le macchine con secondario a triangolo (Commesse 1, 2, 3) presentano sulla linea di carico componenti pari trascurabili ($H_2 \lesssim 0.3\%$), mentre la macchina con secondario a stella e neutro a terra (Commessa 61) le esibisce con ampiezza superiore al 10%. Laddove invece il secondario è connesso a stella con neutro a terra (Commessa 61), la messa a terra offre una via di richiusura a tutte le componenti omopolari (la terza e la quota omopolare delle pari), che raggiungono così il carico senza attenuazione. A ciò si somma un effetto di scala: la fondamentale di carico contenuta del secondario della Commessa 61 amplifica il peso relativo (in IHD%) di ogni armonica. La compresenza delle armoniche pari sulle correnti di linea del carico costituisce dunque la firma diretta della via di fuga offerta al flusso omopolare dalla messa a terra del neutro secondario, e conferma che le GIC degradano la *power quality* dell'intera rete a valle quando la topologia del secondario non oppone barriere al transito delle componenti omopolari.

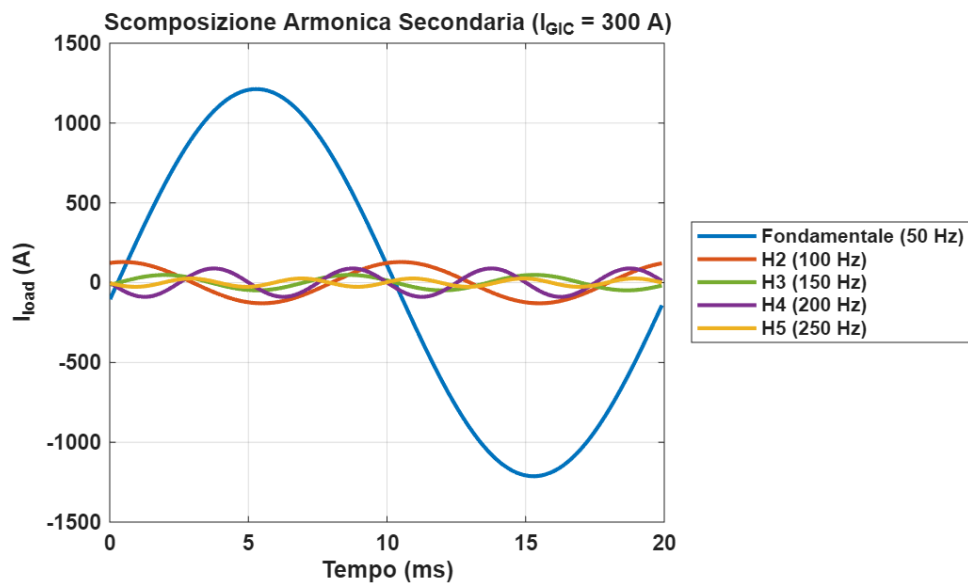


Figura 3.27: Scomposizione armonica sulla corrente di carico secondaria ($I_{GIC} = 300$ A), con evidenza empirica della propagazione dello spettro di distorsione al secondario a stella con neutro a terra.

Capitolo 4

Conclusioni e Prospettive Future

Il presente lavoro di tesi si è posto l'obiettivo di modellare, analizzare e quantificare l'impatto delle Correnti Geomagneticamente Indotte (GIC) sui trasformatori di grande potenza operanti nelle reti di trasmissione ad altissima tensione. Attraverso lo sviluppo di modelli avanzati in ambiente Simulink/Simscape, è stato possibile riprodurre fedelmente i complessi transitori elettromagnetici innescati dalla polarizzazione in corrente continua del nucleo ferromagnetico, spingendo l'analisi fino al dettaglio della degradazione della *power quality* e dell'assorbimento anomalo di potenza reattiva, basandosi sui principi teorici fondamentali che regolano l'interazione geomagnetica con i sistemi elettrici [1].

In questo capitolo conclusivo si sintetizzano le evidenze emerse dal confronto parametrico delle diverse architetture costruttive e, sulla base di tali risultati, si delineano le linee guida e le proposte di intervento per ottimizzare i processi di progettazione e di testing in fabbrica (Factory Acceptance Tests), al fine di garantire l'affidabilità dei trasformatori destinati a regioni ad elevato rischio geomagnetico.

4.1 Sintesi dei risultati simulativi e confronto tra architetture

La campagna di simulazioni ha confermato in modo inequivocabile che la vulnerabilità di un trasformatore alle GIC non dipende esclusivamente dall'intensità della forzante (misurata in Ampere sul neutro), ma è intimamente legata alla topologia del circuito magnetico e alla configurazione degli avvolgimenti, elementi che definiscono il grado di suscettibilità intrinseca di una flotta di macchine [5].

Dal confronto diretto tra le macchine in esame (in particolare tra la Commessa 1 e la Commessa 4), sono emerse le seguenti criticità fondamentali:

- **Estrema suscettibilità dei nuclei a 5 colonne e dei banchi trimonofase:** Le macchine con nucleo a 5 colonne (o di tipo a mantello) e i banchi di tre unità monofase presentano percorsi di ritorno a bassissima riluttanza per i flussi omopolari generati dalle GIC: nel primo caso le colonne laterali di ritorno, nel secondo il circuito magnetico indipendente di ciascuna unità, che offre al flusso continuo di ogni fase una richiusura interamente in ferro. Come dimostrato dall'analisi temporale, in entrambe le architetture l'insorgere del *bias* continuo spinge l'intera struttura in una condizione di profonda *half-cycle saturation*. Nei nuclei a 5 colonne, l'interazione tra la colonna principale satura e le colonne di ritorno anch'esse sature si manifesta macroscopicamente in un assorbimento impulsivo e asimmetrico di corrente magnetizzante, caratterizzato dal tipico "doppio picco"; nel banco trimonofase la saturazione di semionda si sviluppa in modo analogo e altrettanto severo su ciascuna unità. Questo si traduce in un drammatico incremento del consumo di potenza reattiva, la cui stima accurata risulta cruciale per la stabilità del sistema elettrico [10], mettendo a serio rischio il controllo della tensione sull'intero nodo di rete.
- **Resilienza intrinseca dei nuclei a 3 colonne:** Le macchine a 3 colonne (senza percorsi di ritorno esterni in ferro) hanno dimostrato una naturale immunità ai livelli medi di GIC. L'assenza di un percorso ferromagnetico di ritorno costringe l'eventuale flusso omopolare a richiudersi attraverso l'olio, la cassa e l'aria. È importante intendere correttamente questo meccanismo: tali mezzi non *impediscono* la nascita del flusso (il campo magnetico li attraversa regolarmente, possedendo essi permeabilità prossima a quella del vuoto μ_0), ma offrono una riluttanza elevatissima. La conseguenza è che, a parità di forza magnetomotrice continua imposta dalla GIC, il flusso omopolare che riesce effettivamente a stabilirsi è di entità modestissima: l'induttanza omopolare di magnetizzazione è bassa e il punto di lavoro non viene traslato in profondità oltre il ginocchio. È dunque questa piccolezza del flusso continuo — e non una impossibile “impermeabilità” magnetica dell'olio — a mantenere la corrente magnetizzante a livelli di sicurezza. Si osservi inoltre che il modello a parametri concentrati qui adottato non rappresenta esplicitamente la cassa come corpo ferromagnetico distinto: il cammino omopolare ad altissima riluttanza è schematizzato dal ramo di ritorno esterno equivalente ($\mu_r \approx 1$), che aggrega olio e cassa, ed è proprio per questo che, per la Commessa 4, il *bias* di induzione registrato

resta marginale ($B_{\text{bias}} \approx 0.07$ T, contro gli $0.40 \div 0.77$ T delle macchine vulnerabili), impedendo traslazioni marcate del flusso verso il ginocchio di saturazione.

- **Ruolo del gruppo di connessione del secondario nella propagazione armonica:** L'analisi spettrale condotta ai terminali di carico ha evidenziato come il filtraggio delle distorsioni verso valle dipenda criticamente dalla topologia del secondario. L'avvolgimento a triangolo intrappola le sole correnti di sequenza omopolare: esso attenua quindi fortemente la terza armonica (e le triple) sulle correnti di linea, mentre lascia transitare le componenti intrinsecamente non omopolari come la quinta. Le armoniche di ordine pari (H_2 , H_4) sarebbero, per una terna bilanciata, di sequenza rispettivamente inversa e diretta; tuttavia, essendo generate dal *bias* continuo di modo comune e rese sbilanciate fra le fasi dalla cross-saturazione del nucleo asimmetrico, acquisiscono una componente di modo comune (omopolare) che sotto GIC diviene dominante. In altri termini, una quota rilevante della loro corrente diventa uguale nelle tre fasi e viene perciò intercettata dal triangolo, come confermato dal confronto fra le macchine a triangolo e quella a stella con neutro a terra. Laddove invece il secondario è connesso a stella con neutro a terra, come nel caso di prova della Commessa 61, viene a mancare la trappola omopolare e l'intero spettro di distorsione, comprese le armoniche pari, si propaga fino al carico, identificando questa configurazione come la più critica sul piano della *power quality*. In entrambi i casi l'inquinamento armonico residuo si propaga nei sistemi di trasmissione e distribuzione, alterando i parametri di qualità della rete esterna [6].

4.2 Proposte per la progettazione in regioni ad alto rischio GIC

Sulla base delle criticità emerse, risulta evidente che per i trasformatori destinati a latitudini elevate (es. Nord America, Scandinavia) o ad aree con conduttività del suolo critica, il tradizionale approccio progettuale deve essere rivisto. In particolare, sebbene gli aspetti termici legati ai flussi dispersi richiedano attenzione, la vera sfida progettuale risiede nella gestione delle conseguenze sistemiche della saturazione magnetica e delle perdite nel ferro [2]. Si propongono i seguenti interventi strutturali e termici in sede di *design*.

4.2.1 Ottimizzazione del circuito magnetico

Ove le limitazioni di sagoma e trasporto lo consentano, la scelta primaria per reti esposte ai GIC dovrebbe ricadere su **nuclei trifase a 3 colonne**, che, come dimostrato, sono privi di vie di richiusura ferromagnetiche per il flusso continuo e si comportano da filtro topologico naturale.

È tuttavia necessario precisare in quali condizioni il nucleo a 3 colonne non costituisce un'opzione percorribile, obbligando il progettista a ripiegare proprio sulle topologie più vulnerabili. I vincoli determinanti sono essenzialmente tre. Il primo è il **limite di trasporto**: al crescere della potenza e della tensione nominale un nucleo a 3 colonne supera le sagome ammesse dal trasporto ferroviario o stradale, soprattutto in altezza; il nucleo a 5 colonne, grazie alle colonne di ritorno laterali, permette di ridurre la sezione dei gioghi e dunque l'ingombro verticale complessivo, mentre per le taglie più elevate (ad esempio gruppi di generazione e autotrasformatori a 765 kV) si ricorre a banchi di tre unità monofase, le sole effettivamente trasportabili e tali da consentire lo stoccaggio di una singola fase di scorta. Il secondo è l'**esigenza di un percorso omopolare definito**. Va chiarito un punto che potrebbe apparire paradossale: se sotto GIC il flusso omopolare è l'effetto indesiderato per eccellenza, perché mai un'applicazione dovrebbe *richiedere* un percorso per esso? La risposta è che il flusso di sequenza zero non è una grandezza che il progettista possa scegliere di evitare: esso nasce inevitabilmente ogni volta che la macchina opera in condizioni squilibrate, tipicamente durante i guasti monofase a terra e in presenza di carichi dissimmetrici, ben prima e indipendentemente da qualunque evento geomagnetico. La scelta progettuale non riguarda quindi *se* tale flusso esista, ma *dove* esso si richiuda e con quale impedenza equivalente la macchina si presenti alla rete per le grandezze di sequenza zero: da questa impedenza omopolare dipendono l'entità delle correnti di guasto a terra e la possibilità, per le protezioni, di rilevarle e coordinarsi in modo affidabile. Nei gruppi YNyn privi di avvolgimento terziario a triangolo (che offrirebbe alle correnti omopolari una via di circolazione elettrica interna), il comportamento omopolare è governato direttamente dal percorso magnetico di richiusura del flusso di sequenza zero. In un nucleo a 3 colonne, privo di colonne di ritorno in ferro, tale flusso è costretto a svilupparsi attraverso i mezzi non ferromagnetici che circondano il nucleo (olio, aria e, in parte, la cassa metallica). Questi mezzi non ne *impediscono* l'esistenza, ma ne *limitano* fortemente l'ampiezza, opponendogli una riluttanza molto elevata e, soprattutto, mal definita: fortemente non lineare e dipendente dalle perdite per correnti indotte nella cassa. Ne deriva un comportamento omopolare instabile e scarsamente ripetibile. Con questa espressione si intende che l'impedenza omopolare della macchina non è un valore costante: essa varia con

l'ampiezza della corrente di sequenza zero che la attraversa, con il contenuto in frequenza del disturbo e con lo stato termico della cassa, cosicché il valore rilevato in sede di collaudo può differire sensibilmente da quello effettivo durante un guasto reale. Il costruttore non è quindi in grado di garantirne a targa un valore univoco, e le tarature delle protezioni di terra, che su quel valore si basano per calcolare le correnti di guasto attese, perdono affidabilità; a ciò si aggiunge il riscaldamento della cassa che le correnti indotte producono durante squilibri prolungati. Tale comportamento è inadatto alle applicazioni che richiedono invece un'impedenza omopolare stabile e prevedibile a beneficio del coordinamento delle protezioni: in questi casi il progettista è obbligato ad adottare il nucleo a 5 colonne, che offre al flusso di sequenza zero una via di richiusura in ferro laminato, dal comportamento lineare nel normale campo operativo e quindi caratterizzabile con un valore di impedenza garantibile e riproducibile. Si noti che questo vincolo non ribalta la gerarchia stabilita in apertura: il nucleo a 3 colonne resta la prima scelta anti-GIC ovunque sia adottabile, e si ripiega sulle topologie vulnerabili solo quando uno dei vincoli qui elencati lo impone. Emerge qui, in tutta evidenza, la tensione centrale messa in luce dalla tesi: la stessa scelta costruttiva che rende la macchina prevedibile e affidabile per l'esercizio della rete — la via ferromagnetica di richiusura omopolare — è esattamente quella che la espone alla polarizzazione continua impressa dalle GIC. Il terzo è di natura **costruttiva**: alcune architetture di avvolgimento, come gli autotrasformatori e le macchine a tre avvolgimenti, orientano di per sé la scelta verso le strutture pentacolonna o monofase. In tutti questi casi, non potendo eliminare la vulnerabilità topologica alla radice, diventa imperativo intervenire sul dimensionamento dei percorsi di ritorno, come descritto di seguito.

In tali nuclei a 5 colonne e nei banchi monofase è imperativo operare un **sovradimensionamento mirato delle sezioni di ritorno** (gioghi e colonne esterne). Tipicamente dimensionate al 50% della colonna principale, per le unità *GIC-resilient* queste sezioni dovrebbero essere maggiorate per allontanare il punto di lavoro dal ginocchio di saturazione, fornendo un "polmone magnetico" in grado di assorbire l'offset DC senza degradare drasticamente la permeabilità complessiva.

4.2.2 Gestione dei flussi dispersi e dimensionamento termico

È importante chiarire la natura di questo aspetto alla luce dei risultati del modello, distinguendo due fenomeni che non vanno confusi. Il primo è la *richiusura del flusso omopolare* continuo: nel circuito magnetico equivalente questa componente si richiude in modo diverso a seconda della

topologia. Nei nuclei a 5 colonne e nei banchi trimonofase essa trova un cammino ferromagnetico a bassa riluttanza (gioghi e colonne di ritorno in ferro), lungo il quale si sviluppa il grosso del flusso continuo, mentre il ramo esterno equivalente ($\Phi_{\text{Ret,Air}}$) ne raccoglie solo una frazione minoritaria; nel nucleo a 3 colonne, al contrario, non esistendo colonne di ritorno in ferro, l'intera richiusura omopolare avviene attraverso il ramo esterno equivalente (olio e cassa, $\mu_r \approx 1$), il cui flusso resta però di ampiezza modestissima: coerentemente con quanto già osservato, il mezzo non ferromagnetico non ne impedisce l'esistenza, ma ne limita fortemente l'ampiezza, poiché a parità di forza magnetomotrice il flusso è inversamente proporzionale alla riluttanza del percorso ($\Phi = \mathcal{F}/\mathcal{R}$). In entrambi i casi, dunque, il flusso captato dal ramo esterno è in valore assoluto contenuto, ma per ragioni opposte: perché scavalcato dal ferro nelle macchine vulnerabili, perché intrinsecamente piccolo nel 3 colonne immune. Il secondo fenomeno, del tutto distinto, è la *dispersione tridimensionale*: un flusso radiale fortemente localizzato che abbandona le estremità degli avvolgimenti e del nucleo per richiudersi attraverso olio, cassa e carpenteria metallica. Esso esula dalla risoluzione di un modello magnetico essenzialmente monodimensionale come quello qui impiegato — che ne coglie il bilancio globale ma non la distribuzione locale — e risulta tanto più severo quanto maggiore è la taglia della macchina. Come ampiamente documentato nelle linee guida internazionali più recenti [11], in caso di saturazione profonda è proprio questa dispersione 3D a generare i surriscaldamenti localizzati (*hot-spots*) per effetto delle correnti parassite indotte nelle parti strutturali: un effetto dissipativo che un ramo di riluttanza magnetostatica, per sua natura, non può quantificare.

Occorre a questo punto sgombrare il campo da un possibile fraintendimento: l'immunità del nucleo a 3 colonne dimostrata dalle simulazioni *non* è un artefatto della natura monodimensionale del modello. Il meccanismo che la determina — l'altissima riluttanza del percorso di richiusura omopolare, che contiene il bias di induzione e impedisce l'instaurarsi della saturazione di semionda — è un bilancio magnetico globale che il modello a parametri concentrati coglie correttamente, ed è confermato dall'esperienza di esercizio riportata in letteratura. Ciò che il modello non può fare, e questo vale per *tutte* le topologie, è risolvere la distribuzione spaziale locale del flusso disperso e quantificarne il riscaldamento puntuale: si tratta di un limite di risoluzione spaziale, non di un errore di fisica. Per le topologie vulnerabili questo limite è sostanziale, perché la saturazione profonda del nucleo — che il modello dimostra instaurarsi — è proprio il presupposto della dispersione 3D e degli hot-spot; per il 3 colonne, non instaurandosi tale saturazione, il presupposto stesso del fenomeno viene meno, e resta da verificare in sede

FEM soltanto l'effetto termico locale della modesta quota di flusso omopolare che, attraversando la cassa, può comunque indurvi correnti parassite.

Merita infine di essere chiarito perché gli accorgimenti costruttivi elencati di seguito siano necessari, dal momento che le simulazioni stesse hanno mostrato che il flusso raccolto dal ramo esterno equivalente ($\Phi_{\text{Ret,Air}}$) è in tutti i casi modesto. La risposta sta nel non confondere due grandezze diverse. Il ramo esterno del modello rappresenta il bilancio *globale e netto* della sola componente omopolare che si richiude attorno al nucleo, ed è effettivamente piccolo: nelle topologie vulnerabili perché il ferro di ritorno lo scavalca, nel 3 colonne perché l'alta riluttanza lo contiene. Il flusso responsabile degli hot-spot è invece un'altra cosa: la dispersione *locale e di fase* che, nelle macchine profondamente sature, sfugge dalle estremità di avvolgimenti e nucleo. Un mezzo a $\mu_r = 1$ come l'olio non “blocca” il flusso magnetico: lo lascia passare esattamente come l'aria, limitandone l'ampiezza solo attraverso la riluttanza che gli oppone. Ma il flusso che si stabilisce in un percorso vale $\Phi = \mathcal{F}/\mathcal{R}$: in condizioni di saturazione profonda, mentre la riluttanza dei percorsi esterni resta quella che è, la forza magnetomotrice disponibile cresce enormemente, perché la permeabilità del ferro collassa verso μ_0 , il nucleo perde la capacità di confinare il flusso e i picchi di corrente magnetizzante raggiungono valori di centinaia di ampere. Questa dispersione non è distribuita uniformemente ma concentrata in regioni ristrette (testate degli avvolgimenti, spigoli dei gioghi), dove anche un flusso globalmente contenuto produce densità locali elevate; ed essendo un fenomeno tridimensionale e per fase, essa non transita per il ramo omopolare equivalente del modello e non è quindi misurata da $\Phi_{\text{Ret,Air}}$ — è precisamente il fenomeno che, come detto, eccede la risoluzione spaziale del modello e che l'esperienza di esercizio documentata nelle linee guida [11] conferma essere la causa dei danneggiamenti termici reali. Il risultato è che anche percorsi ad alta riluttanza vengono attraversati da flussi dispersi tutt'altro che trascurabili, i quali vanno inevitabilmente a concatenarsi con i primi elementi ferromagnetici che incontrano — tiranti, piastre di serraggio, pareti della cassa — inducendovi correnti parassite concentrate. Gli accorgimenti che seguono non contrastano dunque l'olio, che è neutro rispetto al fenomeno, ma governano la destinazione finale di questo flusso: eliminando i bersagli ferromagnetici strutturali, offrendogli corridoi controllati, respingendolo dalla carpenteria o asportando il calore là dove esso viene comunque generato. Poiché la presente simulazione dimostra che la saturazione profonda, presupposto del fenomeno, si instaura puntualmente nelle topologie vulnerabili, è opportuno che, in sede di progettazione di macchine destinate a regioni ad alto rischio GIC, si adottino i seguenti

accorgimenti:

- Sostituire l'acciaio magnetico standard con **acciaio amagnetico** (es. acciaio inossidabile austenitico) per gli elementi strutturali più critici, quali flangiate, tiranti e piastre di serraggio dei gioghi (*tie-plates*), al fine di minimizzare l'accoppiamento magnetico e le perdite localizzate [12].
- Adottare opportune **schermature** delle pareti interne della cassa e delle strutture di serraggio, ricorrendo alle due tecniche complementari note in letteratura [11]. Gli **shunt magnetici** sono pacchi di lamierino ferromagnetico ad alta permeabilità che offrono al flusso disperso un cammino a bassa riluttanza, convogliandolo in percorsi controllati e allontanandolo dalle parti strutturali; gli **schermi a correnti parassite** in rame o alluminio, invece, per effetto delle correnti indotte respingono il flusso impedendone la penetrazione nella carpenteria metallica. La scelta e l'eventuale combinazione delle due soluzioni dipendono dalla geometria e dalla distribuzione locale dei flussi dispersi.
- Potenziare il sistema di raffreddamento (*Directed Oil Flow*) concentrando i flussi di olio isolante non solo sugli avvolgimenti, ma anche in corrispondenza dei gioghi superiori e inferiori e sulle zone di ancoraggio strutturale soggette a flussi devianti [12].

4.3 Interventi sul processo di Testing in Fabbrica (FAT)

Gli attuali standard di collaudo (es. IEC 60076 / IEEE C57.12.00) non prevedono prove di tenuta specifica alla saturazione in corrente continua. Un trasformatore può superare brillantemente le prove di riscaldamento nominali in AC, per poi fallire disastrosamente sotto l'effetto di una tempesta solare. Si propone di integrare nei *Factory Acceptance Tests* una **prova di iniezione GIC simulata** (*DC Bias Test*), mirata alla validazione dei profili di vulnerabilità delle macchine [5] e strutturata come segue:

1. **Misura dell'assorbimento reattivo e armonico:** Durante la classica prova a vuoto (con eccitazione a tensione nominale), si sovrappone una corrente continua nota al neutro del primario tramite un alimentatore DC stabilizzato. Si effettua così una mappatura sperimentale del consumo di potenza reattiva (Var) e dell'ampiezza delle armoniche superiori in funzione del bias DC, validando empiricamente i modelli di calcolo del fabbisogno di Var [10] in condizioni reali.

2. **Prova di sovratemperatura (Heat-Run Test) modificata:** Eseguire una prova di riscaldamento combinata, iniettando l'equivalente della massima GIC attesa (es. 100-200 A per fase) per una durata temporale tipica di un picco di tempesta geomagnetica (30-60 minuti) e monitorare il rilascio termico.
3. **Monitoraggio avanzato con Fibra Ottica (FOS):** Poiché i surriscaldamenti causati dai flussi dispersi avvengono al di fuori degli avvolgimenti, le classiche misurazioni di temperatura media basate sulla resistenza ohmica risultano cieche al fenomeno. È mandatorio l'inserimento di sensori di temperatura a fibra ottica installati direttamente a contatto con la carpenteria del nucleo, i gioghi, i *flitch plates* e l'interno della cassa, al fine di rilevare eventuali hot-spots istantanei generati dalla deviazione radiale del flusso durante l'iniezione DC.
4. **Rilievi di rumore e vibrazione:** La magnetostrizione amplificata dal bias continuo causa un drastico aumento del rumore acustico. La prova iniezione DC permette di verificare la tenuta meccanica degli ancoraggi interni del nucleo alle vibrazioni a bassa frequenza [13].

4.4 Integrazione con le strategie di mitigazione a livello di sistema

Sebbene l'irrobustimento strutturale del trasformatore rappresenti la difesa primaria, la completa resilienza dell'infrastruttura elettrica richiede un coordinamento sinergico con le strategie di controllo e di manovra attuate a livello di rete. Gli interventi sul sistema possono essere suddivisi in contromisure di tipo operativo e installazioni di apparati di blocco o limitazione:

- **Riconfigurazione della rete e manovre correttive:** Tra le strategie operative di mitigazione, l'apertura mirata e correttiva di specifiche linee di trasmissione (*corrective line switching*) ha dimostrato la capacità di ridistribuire i percorsi di discesa delle correnti continue, minimizzando l'impatto sui nodi più critici della rete [4]. Parallelamente, l'applicazione di algoritmi di ottimizzazione topologica consente di perseguire una ripartizione uniforme delle GIC sull'intera maglia nazionale (*GIC-even distribution*), evitando la pericolosa concentrazione di correnti continue su singole grandi unità di trasformazione [3].

- **Dispositivi di blocco e limitazione al neutro:** Dal punto di vista hardware, la protezione dei trasformatori può essere implementata mediante l’inserimento di circuiti capacitivi di messa a terra al neutro (*capacitive grounding circuits*), capaci di bloccare completamente il transito della componente DC preservando il percorso a bassa impedenza per le correnti di guasto AC [7]. In alternativa, l’adozione di resistenze di terra controllate tramite tabelle di look-up (*LUT-controlled ground resistance*) permette di modulare dinamicamente il valore resistivo al neutro in funzione dell’intensità della tempesta, limitando le correnti continue a livelli tollerabili dalla macchina senza alterare stabilmente i regimi di neutro della rete [8], o ricorrendo a sistemi avanzati di sbarramento del flusso DC nel nucleo [9].

4.5 Conclusioni finali

In conclusione, l’impiego sinergico di strumenti di modellazione avanzati, come quelli sviluppati in questa tesi, si rivela indispensabile non solo per l’analisi di vulnerabilità del sistema elettrico, ma anche come base quantitativa per l’ingegneria del trasformatore. Intervenire preventivamente sul design della macchina, coordinare i piani di difesa con le moderne tecniche di mitigazione di rete e aggiornare i protocolli di collaudo in fabbrica rappresenta l’unica strategia sostenibile per garantire la resilienza delle reti ad altissima tensione dinanzi all’imprevedibilità e alla severità dei fenomeni legati allo *Space Weather*.

Bibliografia

- [1] Z. M. K. Abda, N. F. A. Aziz, M. Z. A. A. Kadir, and Z. A. Rhazali, “A review of geomagnetically induced current effects on electrical power system: Principles and theory,” *IEEE Access*, vol. 8, 2020.
- [2] R. S. Girgis and K. B. Vedante, “Impact of gics on power transformers: Overheating is not the real issue,” *IEEE Electrification Magazine*, vol. 3, no. 4, pp. 8–12, Dec. 2015.
- [3] S.-M. Zhang and L.-G. Liu, “A mitigation method based on the principle of gic-even distribution in whole power grids,” *IEEE Access*, vol. 8, 2020.
- [4] M. Kazerooni, H. Zhu, and T. J. Overbye, “Mitigation of geomagnetically induced currents using corrective line switching,” *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 33, no. 3, pp. 2563–2571, 2018.
- [5] R. Girgis, K. Vedante, and G. Burden, “A process for evaluating the degree of susceptibility of a fleet of power transformers to effects of gic,” in *IEEE PES General Meeting | Conference & Exposition*, National Harbor, MD, USA, 2014.
- [6] A. Malfoy, R. A. Oliveira, and S. K. Rönnerberg, “Harmonics in the transmission and distribution grid and their relation to geomagnetically induced currents,” in *27th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 2023)*, 2023.
- [7] A. D. Rajapakse, N. Perera, F. R. Faxvog, W. Jensen, G. Nordling, G. Fuchs, D. B. Jackson, T. L. Volkmann, N. Ruehl, and B. Groh, “Power grid stability protection against gic using a capacitive grounding circuit,” 2012, IEEE conference paper.
- [8] A. A. Hussein and M. H. Ali, “Mitigation of adverse effects of gics on transformers using look-up table controlled ground resistance,” in *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D)*, Dallas, TX, USA, 2016.

- [9] A. H. Naghshbandy, A. G. Baayeh, and A. Faraji, "Blocking dc flux due to geomagnetically induced currents in the power network transformers," in *The 34th International Power System Conference (PSC2019)*, Tehran, Iran, 2019.
- [10] R. Girgis, M. Bernesjo, L. Hozempa, C. Pilch, and C. Fraley, "Accurate calculation of var demand for a fleet of power transformers," in *2022 IEEE Power & Energy Society General Meeting (PESGM)*, 2022.
- [11] IEEE Power and Energy Society, "Ieee guide for establishing power transformer capability while under geomagnetic disturbances," IEEE, Tech. Rep. IEEE Std C57.163M-2023 (Revision of IEEE Std C57.163-2015), 2023.
- [12] R. Girgis and K. Vedante, "Effect of gic on power transformers & power systems," in *Proceedings of the IEEE PES Power System Relaying Committee (PSRC) Meeting*, May 2014, aBB Group Technical Presentation.
- [13] R. S. Girgis, M. S. Bernesjo, and S. Hodgdon, "Experience with impact of gic on noise performance of large power transformers," in *Proceedings of the IEEE Power and Energy Society*, 2017, aBB Power Grids / Burns & McDonnell.