# RELAZIONE RELATIVA ALLA PREDISPOSIZIONE DEL MODELLO GEOMECCANICO, SUBSIDENZA, IMPATTO SULLE STRUTTURE IN SUPERFICE, STABILITÀ E SLIP-TENDENCY DELLE FAGLIE NEI DIVERSI SCENARI CONSIDERATI.

## Appendice I Parte 2 del SIA

### IMPIANTO SMALL SCALE LNG PLANT

**Collesanto gas field**

Di Luca Francesco
Ordine degli Ingegneri della Provincia de L'Aquila
Ingegnere
06.05.2024 11:31:36 GMT+01:00

Firmato digitalmente da:
FRASCOGNA STEVEN MARK
Data: 06/05/2024 15:46:05

| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| OK | 01 | 11/04/2024 | EMISSIONE PER ENTI | ISAMGEO Italia srl | ITF Cosmep | ITF Cosmep |
| - | 00 | - | EMISSIONE PER ENTI | ISAMGEO Italia srl | ITF Cosmep | ITF Cosmep |
| Status | Rev. n. | Data | Descrizione | Elaborato | Verificato | Approvato |

# INDICE

1. Sintesi del lavoro svolto ..... 4
2. Analisi dati disponibili ..... 8
3. Mesh di calcolo ..... 13
4. Condizioni al contorno ..... 15
5. Leggi costitutive e definizione delle proprietà tenso-deformative dei materiali ..... 16
6. Risultati: Previsioni di subsidenza ..... 19
   6.1. Subsidenza e diga di Bomba ..... 25
7. Analisi di stabilità delle faglie ..... 28
8. Discussione e conclusioni ..... 32
Bibliografia ..... 33
Appendice A – Analisi Stabilità Faglie: Slip Tendency ..... 35

## 1. Sintesi del lavoro svolto

Il modello geomeccanico segue i modelli statico e dinamico del giacimento di Collesanto e ne utilizza gli output per simulare come la produzione di idrocarburi possa impattare:

- sulla superficie in termini di subsidenza, con le relative implicazioni in particolare per la diga di Bomba
- sulla stabilità delle faglie che bordano il giacimento, che può essere potenzialmente alterata dalla variazione del campo di sforzo, sia in senso positivo (aumento della stabilità) che in senso negativo.

I risultati così ottenuti andranno a rispondere alle seguenti richieste della Sottocommissione VIA espresse nel parere 601:

*Caratterizzazione delle relazioni tra il giacimento di gas, l'acquifero presente nell'area e il loro comportamento simulato in funzione di vari scenari di produzione, con stima della associata subsidenza e dei meccanismi di ripressurizzazione potenziali (Parere CTVIA n. 601 del 14 novembre 2022 – Pag. 29)*

*Valutazione degli effetti della subsidenza innescata dalla estrazione del gas sulla stabilità della diga di Bomba con adeguata modellistica e scenari di simulazione.*

Il modello geomeccanico è stato realizzato tramite software di simulazione agli elementi finiti, che rappresenta l'intera area di interesse tramite una *mesh* di calcolo ad alta risoluzione spaziale la quale consente un elevato grado di accuratezza nella ricostruzione delle geometrie di interesse.
Le fasi di lavoro volte alla sua realizzazione sono:

1. raccolta e analisi dei dati disponibili nell'area di studio per definire i parametri geomeccanici principali e lo stato di stress in-situ;
2. creazione di una *mesh* 3D partendo dal modello statico/dinamico di giacimento;
3. inizializzazione del modello geomeccanico, definizione delle proprietà tenso-deformative dei materiali;
4. simulazione della variazione del campo di sforzo nei vari scenari fluido dinamici; in questa fase sono stati analizzati diversi scenari di supporto dell'acquifero laterale.
5. stima della subsidenza e della compattazione indotta dalla produzione di gas;
6. analisi di stabilità delle faglie e identificazione delle eventuali zone critiche.

Nella prima fase è stato visionato il materiale disponibile per l'area di studio, costituito da prove di laboratorio effettuate da AGIP sui campioni prelevati in pozzo, precedenti studi geomeccanici (studi AGIP 1986, 1989 e 1990, Woodword-Clyde 1997, Geocomp 2008, Dream 2016), dati di letteratura (tra cui Lavecchia et al. 2007, Patacca et al. 2008, Calamita et al. 2009, Pomposo and Pizzi 2009, Visini et al. 2010) e dati pubblici derivanti dal database nazionale degli indicatori di stress (IPSI) e dalla World Stress Map (WSM). Questa attività ha permesso di definire le proprietà meccaniche dei materiali e del campo di sforzo in-situ, informazioni e dati utilizzati per il modello 3D agli elementi finiti.
Sulla base dei risultati delle prove geomeccaniche di laboratorio, condotte da AGIP, si è deciso di utilizzare un valore di riferimento per il coefficiente di compressibilità uniassiale (Cm) pari a $3.0 \times 10^{-6}$ 1/bar, ritenuto il valore statisticamente più probabile, e un valore cautelativo (ovvero considerare la roccia serbatoio ancora più comprimibile), pari a $6.7 \times 10^{-6}$ 1/bar.
Per quanto concerne il regime di stress nell'area, in assenza di consenso in letteratura, si è utilizzato, come caso base, un regime compressivo in linea con gli studi di INGV degli ultimi 15 anni, ma al tempo stesso si è integrata l'analisi considerando anche i regimi estensivo e trascorrente. Questi diversi scenari si distinguono tra loro in termini di campo di sforzo *in-situ* sulle faglie. L'analisi parametrica consente di coprire l'incertezza dovuta alla mancanza di dati nell'area e di valutare ogni scenario possibile in merito alla stabilità delle faglie in seguito alla produzione del campo di Colle Santo.
È stata costruita una griglia di calcolo generata a partire da una *mesh* 2D proiettata verticalmente a generare i livelli del giacimento, formazioni sovrastanti (*overburden*) e sottostanti (*underburden*). Tutti questi livelli sono stati creati a partire dalla geometria del modello statico come utilizzata per il modello fluido-dinamico. Sono state importate le pressioni dei pori calcolate nel modello dinamico, nei diversi scenari.
Le simulazioni dinamiche i cui risultati sono stati utilizzati per il modello geomeccanico, sono (si faccia riferimento all'Appendice H parte 2b per i dettagli di ciascun scenario):

- RUN 1: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, acquifero forte
- RUN 3: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, acquifero debole
- RUN 8: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, senza acquifero
- RUN 9: modello 2 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, senza acquifero
- RUN 11: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario conservativo di trasmissività, senza acquifero.

Queste simulazioni sono state ritenute le più adatte ad esplorare l'effetto delle diverse sorgenti di incertezza relativamente alla previsione di subsidenza e stabilità delle faglie, in quanto le loro caratteristiche coprono le principali incertezze riguardanti le modellizzazione del sottosuolo. In particolare i diversi scenari hanno esplorato l'effetto dell'acquifero laterale collegato al giacimento, in grado o meno di controbilanciare la variazione di pressione dei pori risultante dalla produzione del gas.
Il modello inizializzato è stato utilizzato per valutare, dunque, la subsidenza attesa. I risultati finali vedono una subsidenza molto modesta (inferiore a 2 cm) per tutti i casi con valore di compressibilità Cm ritenuta più probabile. I risultati più pessimisti si hanno con i RUN 8 e 11, in assenza di acquifero.

Le simulazioni effettuate assumendo la compressibilità più elevata portano i valori di subsidenza ad aumentare fino ad un massimo di poco superiore a 3 cm attorno all'area dei pozzi di produzione, nei casi più pessimisti. Questo valore rimane estremamente modesto e trascurabile in pratica. Anche la deformazione differenziale sulla diga è molto ridotta e ben al di sotto dei valori soglia indicata in studi precedenti. La ridotta e trascurabile subsidenza è anche il risultato dello scenario di sviluppo considerato nel modello dinamico, che prevede una portata di gas giornaliero piuttosto modesta e dunque limita l'effetto di depressurizzazione a livello del giacimento.
Come ultima fase dello studio, i risultati del modello geomeccanico nei casi più cautelativi (RUN 8 e 11, con Cm più elevato) sono stati utilizzati per valutare la stabilità delle faglie che bordano il giacimento e costituiscono la struttura geologica che lo ospita. A questo scopo è stato utilizzato un indicatore, la tendenza allo scivolamento o riattivazione ("*slip tendency*") direttamente collegato alla funzione di rottura di Coulomb (CFF, "*Coulomb Failure Function*"). L'indicatore è stato calcolato in condizioni iniziali, per valutare quanto le faglie possano essere prossime ad uno stato critico ("*critically stressed faults*") ed a fine produzione. Date le condizioni di solo emungimento considerate in tutti le ipotesi di messa in produzione (ovvero senza re-iniezione di acqua di strato) la coltivazione del giacimento ha un effetto complessivo di ulteriore allontanamento dallo stato critico. Si osserva infatti un aumento dello stress normale ai piani di faglia (con un effetto che stabilizza le strutture) e solo un modestissimo aumento degli sforzi di taglio. I valori della variazione di *slip tendency* mostrano, comunque, variazioni limitate e il risultato complessivo è di stabilizzazione delle faglie più prossime al giacimento.

Una considerazione, anche in relazione ai commenti della sottocommissione VIA, va fatta sul possibile impatto della produzione dal giacimento di Collesanto sulle faglie presenti nel *Database of Individual Seismogenic Sources* (DISS) in prossimità della zona di interesse (Fig. 1), la *Deep Abruzzo Citeriore Basal Thrust* (DACBT, ITCS078) e la *Shallow Abruzzo Citeriore Basal Thrust* (SACBT, ITCS079). Particolare attenzione va posta alla DACBT, la cui proiezione in superficie della zona più superficiale si trova in pianta in prossimità del giacimento (distanza inferiore a 2km dai pozzi produttivi) (Figura 1). La profondità del top della struttura è però pari ad almeno 8 km (rispetto a circa 1 km di profondità del giacimento).
In considerazione della distanza verticale tra il top della faglia e il livello produttivo più profondo, si può a priori ipotizzare che la variazione del campo di sforzi non si estenda ad una profondità tale da coinvolgere la faglia stessa. Nel corso dello studio un approfondimento ad-hoc è stato effettuato per esaminare questa ipotesi.

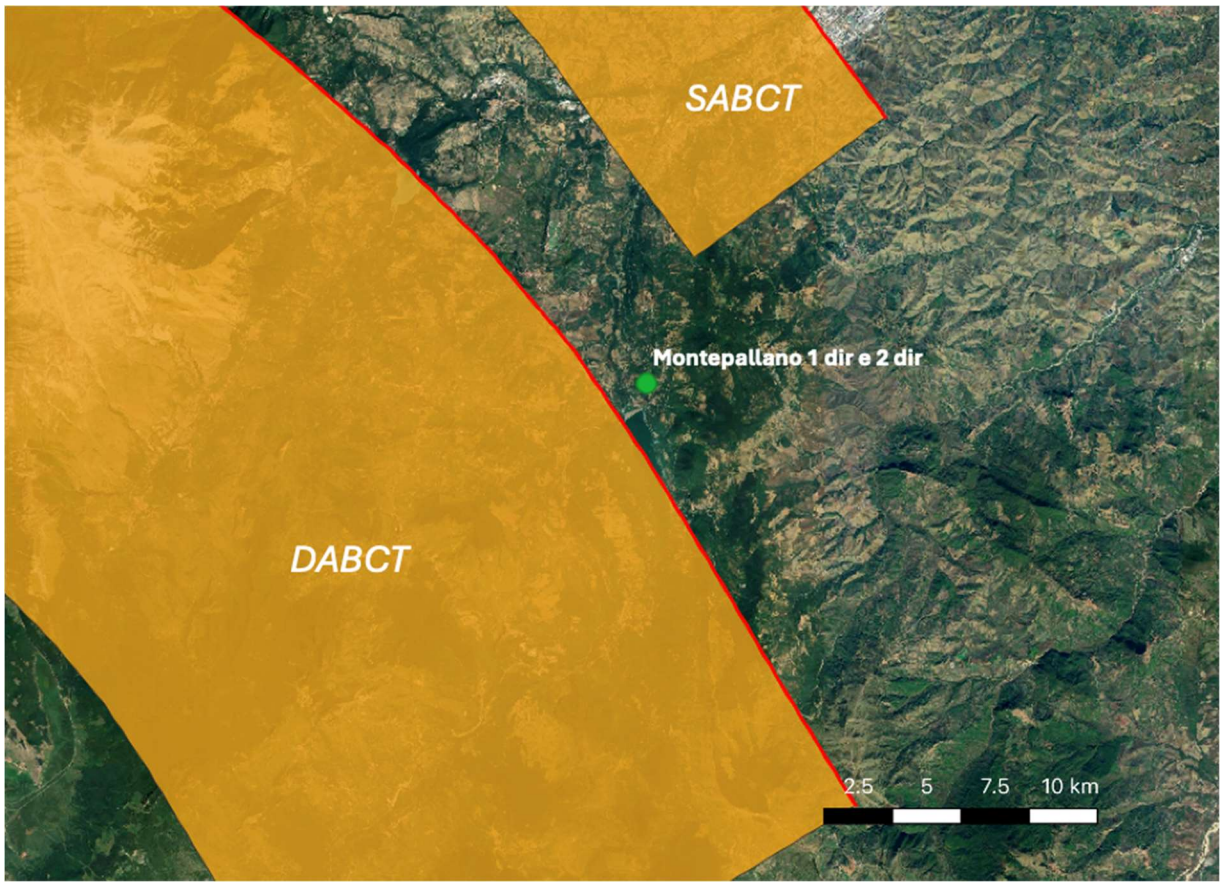


**Figura 1:** visualizzazione in mappe delle sorgenti sismogeniche Deep Abruzzo Citeriore Basal Thrust (DACBT, ITCS078) e Shallow Abruzzo Citeriore Basal Thrust (SACBT, ITCS079) in relazione alla posizione dei pozzi produttopri Montepallano 1 dir e Montepallano 2 dir. La profondità del top (in corrispondenza della linea rossa) della DABCT è stimato in 8km, mentre l'emungimento avverrà ad una profondità di circa 1km.

## 2. Analisi dati disponibili

La realizzazione del modello geomeccanico richiede una serie di informazioni che sono di cruciale importanza per ottenere risultati affidabili. Tra questi, particolare attenzione deve essere posta in fase di creazione del modello ai parametri meccanici, ovvero alla rigidezza e comportamento (deformabilità) delle rocce serbatoio e degli strati di copertura al variare dello sforzo efficace.

Tra il materiale raccolto, ci sono a questo scopo i risultati di una serie di test di laboratorio, presumibilmente effettuati in condizioni edometriche (deformazione laterale impedita). Sono disponibili sia i valori di compressibilità uniassiale (Cm) sia la variazione della compressibilità in funzione dello sforzo efficace su alcuni campioni prelevati nella zona del giacimento in fase di perforazione dei pozzi esplorativi. Un esempio di tali risultati ricavato da AGIP (1989) è riportato in **Figura 2**. È interessante notare il comportamento solo debolmente non-lineare del materiale al crescere dello sforzo efficace in un intervallo piuttosto ampio ("pressione effettiva" nell'immagine prelevata da AGIP, 1989). Questo consente di poter fare l'assunzione di comportamento meccanico elastico lineare per le rocce serbatoio. Nonostante la disponibilità di dati, l'incertezza resta piuttosto elevata. Sono stati dunque definiti 2 scenari di compressibilità, di cui uno ritenuto più probabile ed uno a compressibilità maggiore e da considerare come scenario peggiore.

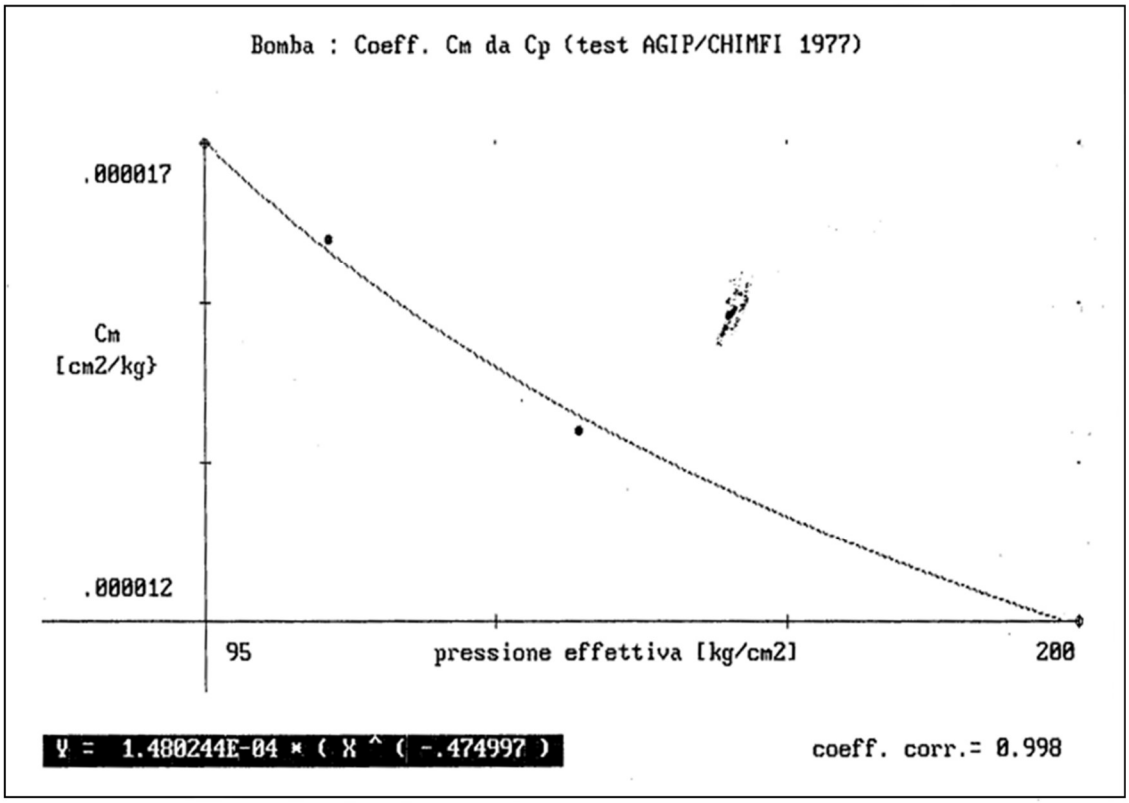


**Figura 2:** esempio di grafico riportante i valori di compressibilità uniassiale (Cm) in funzione dello stress efficace misurati in laboratorio sui campioni di calcari prelevati dai pozzi di Bomba alla profondità del giacimento (AGIP, 1989)

In aggiunta ai parametri meccanici delle rocce, lo stato di sforzo iniziale gioca un ruolo molto importante negli studi geomeccanici, poiché l'orientazione del tensore di sforzo, e il rapporto relativo tra le varie componenti, controllano la stabilità delle faglie.

Non esistono per quanto di nostra conoscenza misure dirette o indirette dello stato di sforzo in corrispondenza dei pozzi della concessione di Collesanto. Riguardo questo aspetto, il materiale presente in letteratura è piuttosto limitato ed i dati più vicini misurati in pozzo (da *breakout*) o tramite l'analisi di terremoti (inversione dei meccanismi focali) sono a diverse decine di chilometri di distanza.

A questo riguardo è stato consultato in particolare il database IPSI (https://ipsi.rm.ingv.it/, Mariucci e Montone, 2020, 2022; Montone e Mariucci, 2016) mantenuto da INGV, il cui contenuto per la zona di interesse è mostrato in **Figura 3**. In questa mappa, i marker a forma di linea indicano l'orientazione dello stress minimo. Con l'eccezione di pochi punti, si osserva che lo stress minimo a livello regionale è orientato indicativamente in direzione SW-NE.

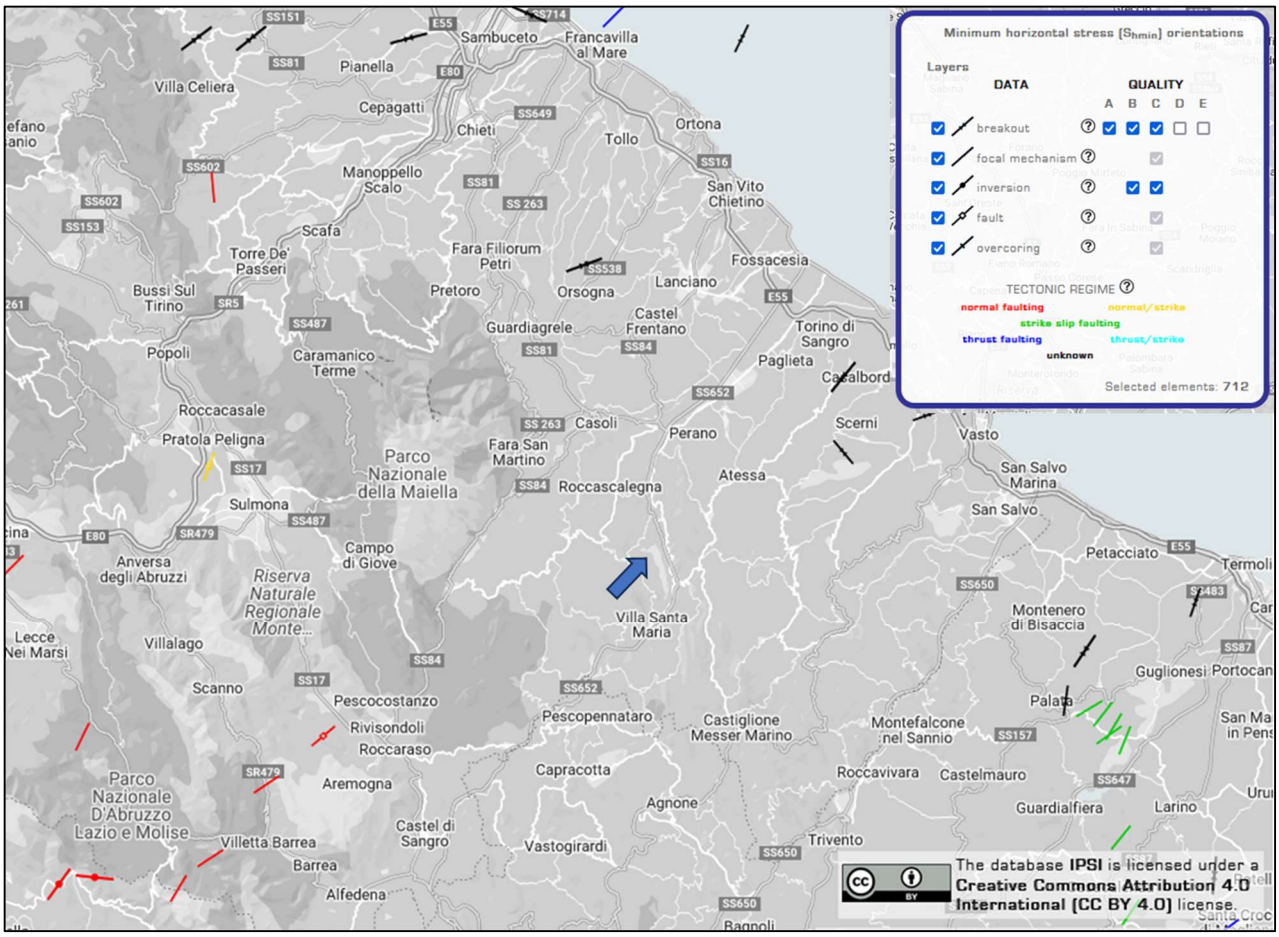


**Figura 3:** misure di orientazione dello stato di stress in-situ più prossime all'area della concessione di Collesanto secondo il database IPSI (https://ipsi.rm.ingv.it/, Mariucci e Montone, 2020, 2022; Montone e Mariucci, 2016). I marker indicano l'orientazione dello stress orizzontale *minimo*, il colore il regime tettonico (si veda legenda). La freccia blu è stata aggiunta per indicare la posizione del giacimento di Collesanto in prossimità del lago di Bomba.

Per sintetizzare, Montone et al. (2004) presentano alcune mappe interpolate dello sforzo per la zona dell'Italia centrale. La zona di interesse per questo studio è caratterizzata da uno stress minimo orizzontale ($S_h$) orientato in direzione anti-appenninica, più o meno N40
E. Rimane però sconosciuto il regime di stress. Il campo di Collesanto si trova tra una zona caratterizzata da regime estensivo (in rosso) ad ovest e una da regime trascorrente (in verde) a sud-est (**Figura 4**).

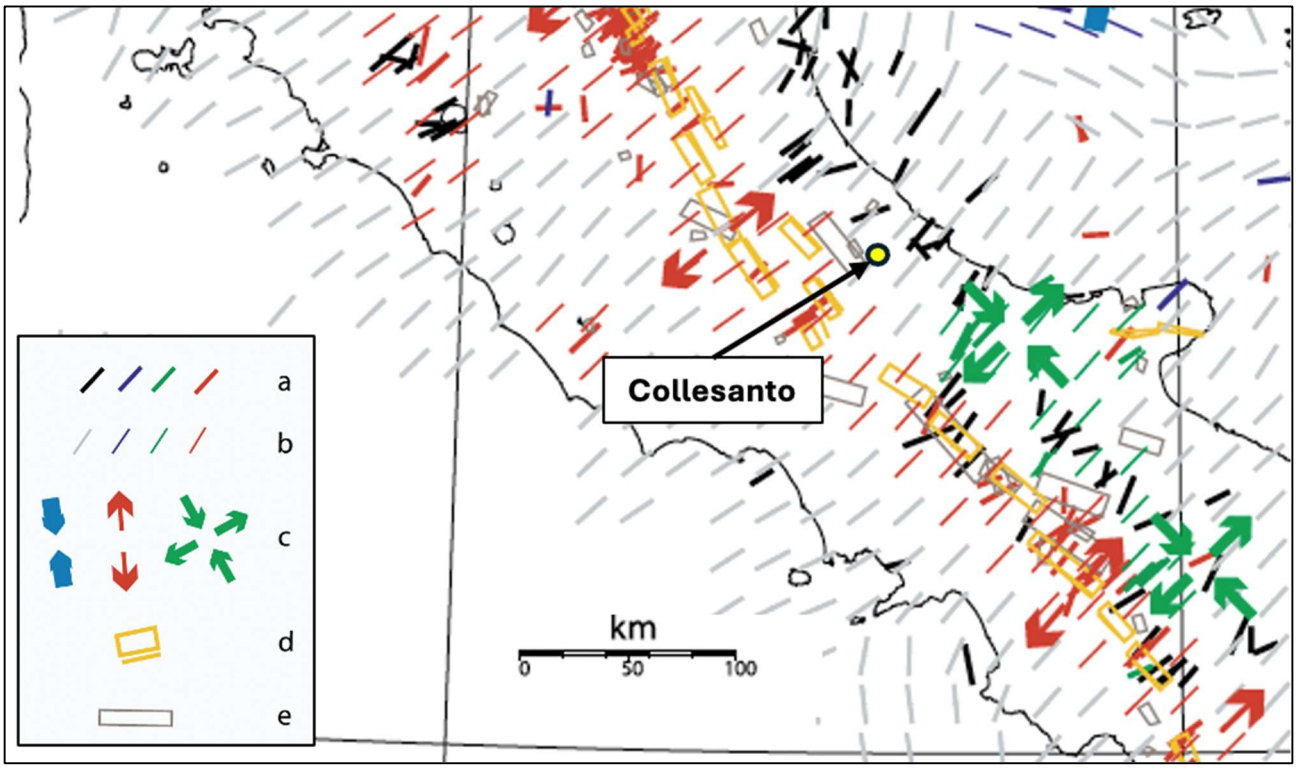


**Figura 4:** orientazione dello stress orizzontale minimo (Sh) e regimi di stress in Italia (da Montone et al. 2004 modificata). In legenda, a) dati da IPSI e World Stress Map, b) dati interpolati, c) direzione del regime di stress, d) ed e) sorgenti sismogenetiche da dati geofisici/geologici (giallo) e storici (grigio). Il colore degli stress indica il regime tettonico: rosso – estensivo, verde – trascorrente, blu – compressivo, nero – sconosciuto.

Basili et al. Nel 2008 hanno presentato una mappa dello stress minimo orizzontale ($S_h$) interpolata per il territorio italiano (**Figura 5**). Anche in questo caso si confermano i risultati del lavoro di Montone et al. (2004)

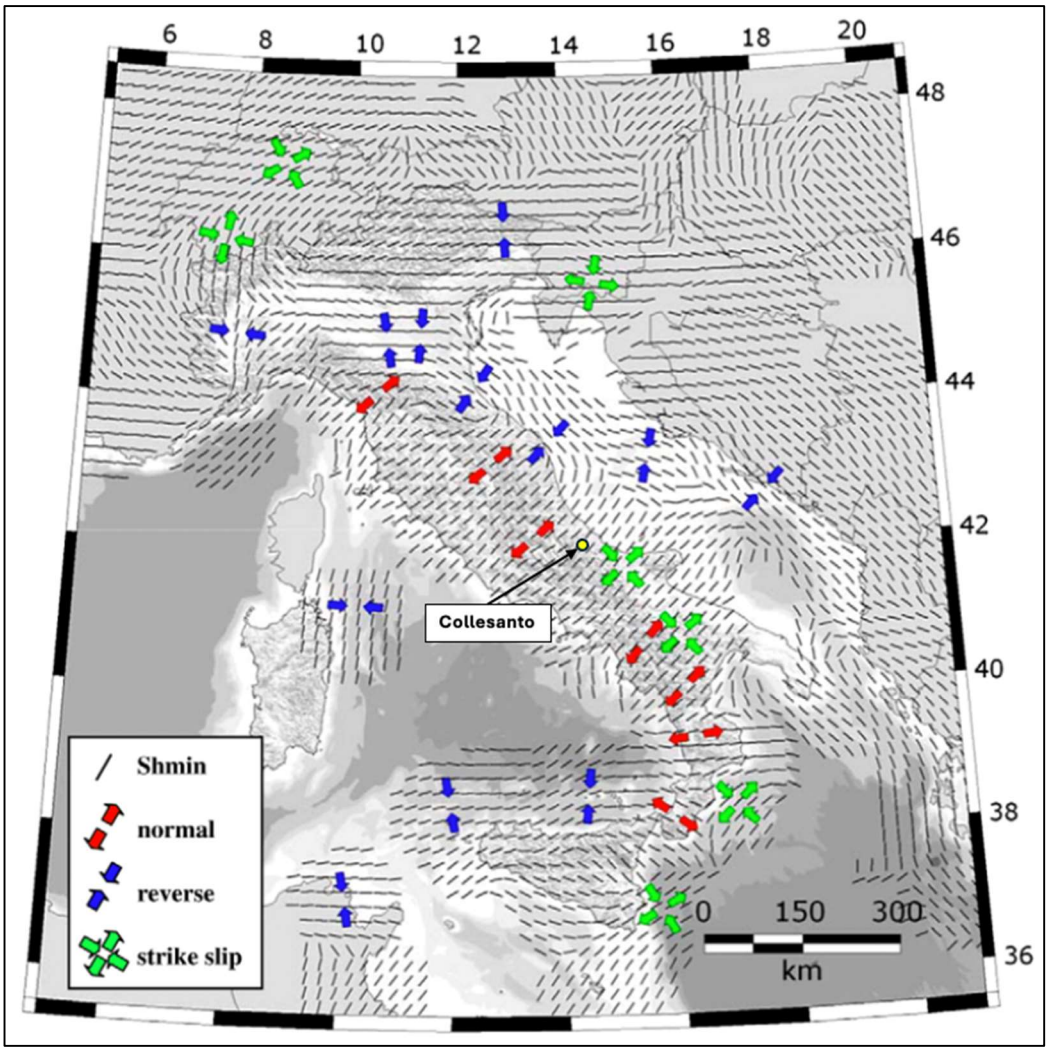


**Figura 5:** orientazione dello stress orizzontale minimo (Sh) e regimi di stress in Italia (da Basili et al. 2008 modificata).

Pierdominici e Heidback (2012) hanno effettuato uno studio utilizzando i dati disponibili, che sono stati analizzati in maniera statistica, per valutarne la robustezza, e simulazioni numeriche. Hanno così ottenuto una stima del campo di stress su una griglia regolare di punti coprente buona parte dell'Italia (ed oltre) (**Figura 6**). Nella zona della concessione di Collesanto (inset in rosso in **Figura 6**), i risultati di questo studio sono coerenti con il database IPSI. Si osservi che in **Figura 6** i marker indicano la direzione dello stress orizzontale massimo (al contrario di **Figura 2, Figura 4** e **Figura 5**).

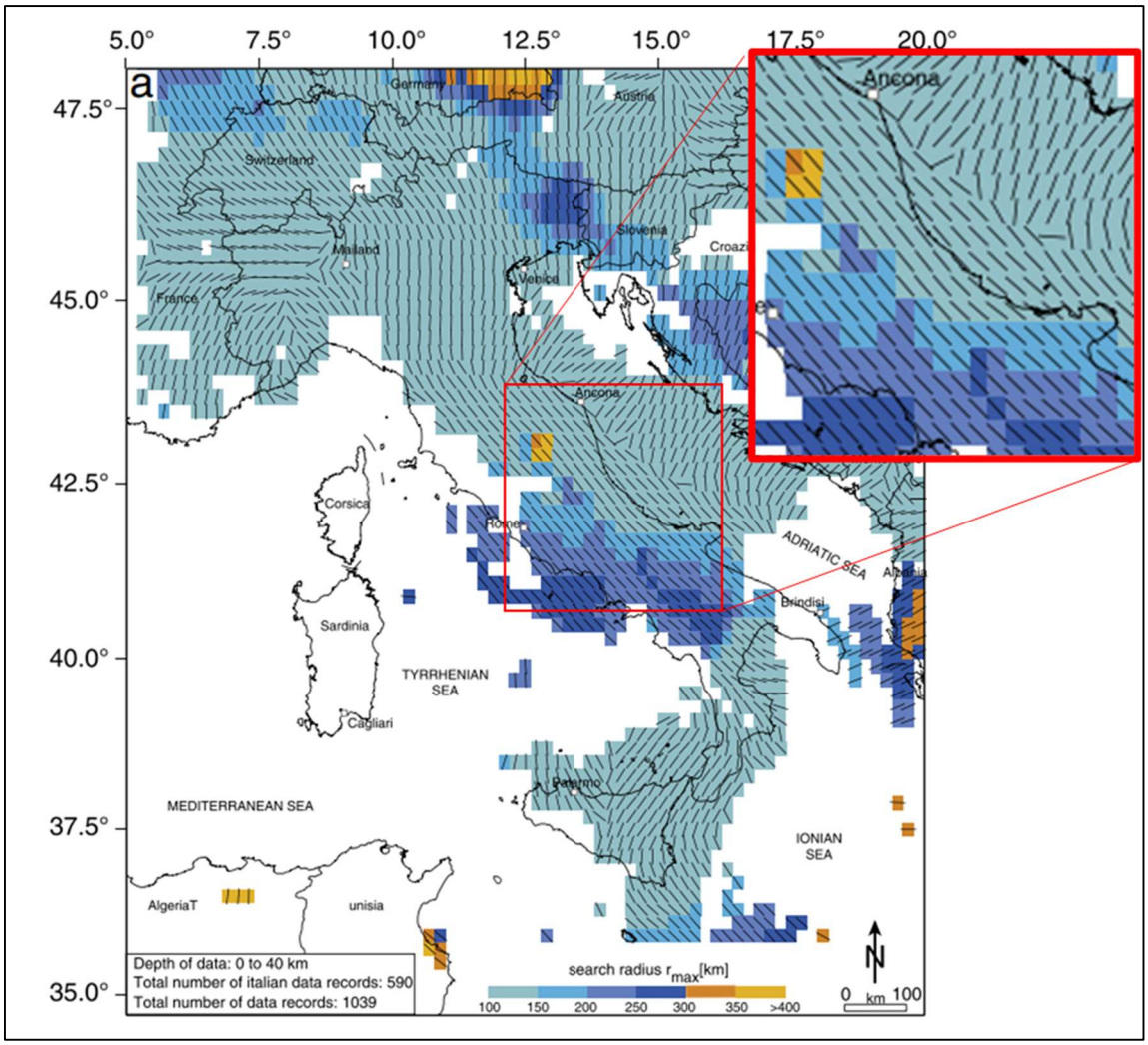


**Figura 6**: Andamento dello stress regionale calcolato su di una griglia regolare secondo Pierdominici e Heidback, 2012 (immagine modificata). I markers (linee nere) indicano l'andamento dello stress orizzontale massimo (sono cioè ruotate di 90° rispetto a quelle della figura precedente).

Petricca et al. 2013 confermano Montone et al. (2004) presentando una mappa, sempre interpolata, dello stress massimo orizzontale ($S_H$), orientato nella zona di interesse in direzione appenninica.

Con il lavoro di Lavecchia et al. (2015), preceduto da Lavecchia et al. (2007), de Nardis et al. (2007, 2008) e Pomposo e Pizzi (2009), si avanza l'ipotesi di una compressione ancora attiva nella zona di Casoli-Bomba, attraverso l'analisi di dati morfotettonici, geologici e sismici e la comparazione con aree simili nell'Appennino marchigiano. Secondo gli autori l'analisi multidisciplinare di questi dati supporta l'esistenza di strutture compressive ancora attive, che hanno caratterizzato la recente evoluzione del paesaggio e sono possibilmente responsabili dei terremoti storici. Questo lavoro e i precedenti sono alla base della caratterizzazione del ACBT (*Abruzzo Citeriore Basal Thrust*) superficiale e profondo (ITCS078 e ITCS079) all'interno del DISS (*Database of Individual Seismogenic Sources*, DISS working group, 2021).

Questa ipotesi è stata corroborata o accettata da altri studi successivi (come Ferrarini et al. 2021 o Talone et al. 2023).
Questa letteratura fornisce una ragionevole base per impostare la direzione degli stress orizzontali, ma poco dice della loro intensità, e del rapporto tra gli stress orizzontali ed il verticale. Rispetto a questi aspetti l'incertezza è maggiore, e gli studi precedenti fino a qui consultati danno poche indicazioni e in parte contraddittorie. Sulla base di tutto quanto analizzato in letteratura e dei dati disponibili da IPSI, si è deciso di considerare come caso base il **regime compressivo, con S1 orientato N40E, S2 perpendicolare a S1 ed S3 verticale**, per essere in linea con i lavori ultimi dell'INGV e del DISS. Si è deciso comunque di fare un'analisi di sensitività per i casi più cautelativi di subsidenza, considerando anche i regimi estensivo (S3 orientata N40E, S1 verticale) e trascorrente (S3 N40E, S2 verticale).

## 3. Mesh di calcolo

La geometria del sistema descritta in Appendice H parte 1 (modello statico) e la distribuzione della depressurizzazione descritta in Appendice H parte 2b (modello dinamico), sono gli elementi principali sulla cui base è stata costruita la *mesh* di calcolo del modello geomeccanico ad elementi finiti per il calcolo della subsidenza.

La *mesh* 3D è stata generata a partire da una mesh 2D (**Figura 7**) proiettata verticalmente a generare i livelli del giacimento, *overburden* ed *underburden*. Tutti questi livelli sono stati creati a partire dalla griglia stessa del modello dinamico.

La mesh geomeccanica ha estensione areale maggiore di quella del modello dinamico, per consentire un eventuale effetto arco nelle zone di bordo.

La *mesh* 3D, illustrata in **Figura 8**, si compone di una fittissima discretizzazione ad elementi finiti del sottosuolo fino a 10000 m di profondità, realizzata con 403390 nodi e 395466 elementi a 16 o 20 nodi distribuiti su un totale di 57 strati – tra produttivi, strati di separazione, *overburden* ed *underburden* – di 6938 elementi ciascuno.

I livelli del reservoir, tra produttivi e *interlayer* (livelli di confinamento), sono discretizzati in elementi a 16 nodi (quadratici in direzione x e y e lineari in direzione z – verticale) mentre *overburden* ed *underburden* sono discretizzati con elementi a 20 nodi.

Si osservi che, per i livelli produttivi, nel modello ISAMGEO sono stati attribuiti due diversi materiali rispettivamente alla porzione corrispondente al modello dinamico (quindi la parte interna) ed alla porzione rimanente esterna (*sideburden*). Pertanto, il numero totale di materiali nel modello geomeccanico è superiore al numero di livelli (101 materiali).

La profondità della base del modello (10 chilometri circa) è utile anche per evitare effetti sulla subsidenza indotta dal giacimento. Tipicamente, una condizione al contorno rigida alla base troppo prossima al giacimento provoca un aumento della subsidenza in superficie.

La correttezza della *mesh* adottata è stata verificata a posteriori analizzando le caratteristiche della previsione di subsidenza risultante, anche in relazione all'andamento della depressurizzazione. La *mesh* è risultata appropriata per tutte le analisi descritte in questo rapporto. Una verifica a posteriori sulla corretta estensione della *mesh* di calcolo si ha anche da un esame dell'estensione di subsidenza calcolata che risulta ben entro l'estensione totale della mesh del modello (assenza di effetti di bordo).

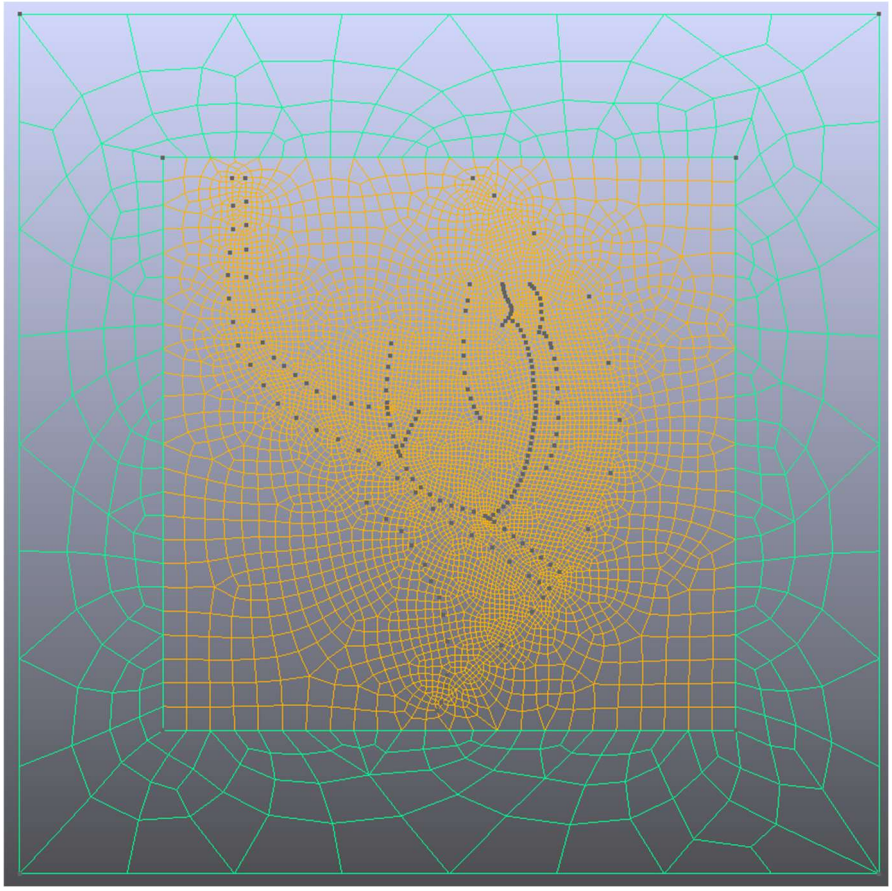

**Figura 7**: mesh 2D create a partire dalle tracce delle faglie e del giacimento. In arancione l'area corrispondente al modello statico e dinamico. In verde il sideburden.

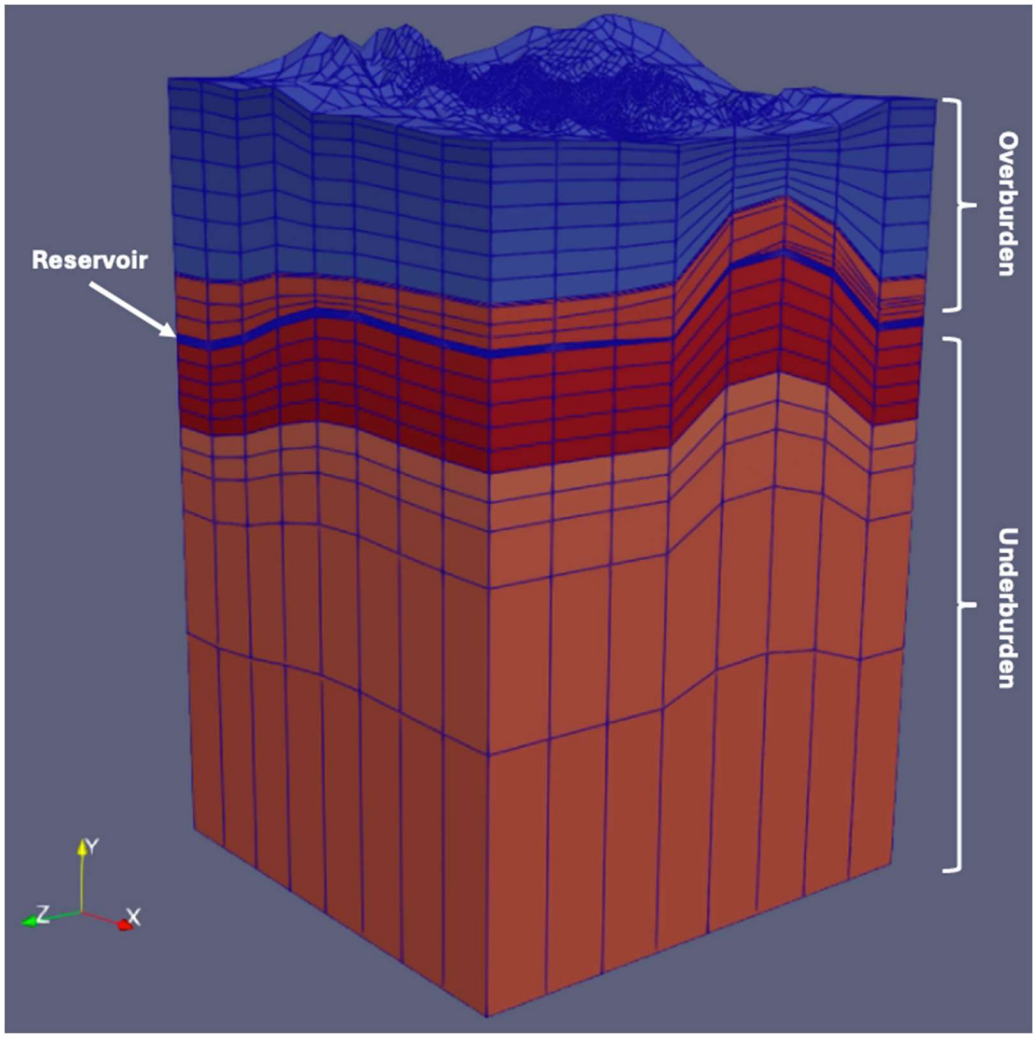


**Figura 8**: mesh 3D finale, con un totale di 17 livelli di overburden, 30 livelli di reservoir, e 10 livelli di underburden.

## 4. Condizioni al contorno

Le condizioni al contorno meccaniche del modello sono state così scelte:

- sono impediti i tre gradi di libertà dei nodi della base del modello, simulando così la presenza di un *bedrock* rigido.
- sui lati del modello i nodi hanno impediti i movimenti orizzontali in direzione ortogonale ai lati, ma non quelli verticali: questa condizione al contorno è potenzialmente quella più conservativa (pessimistica) dal punto di vista della subsidenza prevista.

## 5. Leggi costitutive e definizione delle proprietà tenso-deformative dei materiali

Come anticipato in Sez. 2, sono stati definiti due scenari relativamente ai parametri meccanici:

- Il primo, ritenuto il più probabile, utilizza un coefficiente di compressibilità uniassiale *Cm* pari a $3.0 \times 10^{-6}$ 1/bar.
- Il secondo, scenario limite con compressibilità delle rocce maggiore dello scenario di riferimento, utilizza un Cm pari a $6.7 \times 10^{-6}$ 1/bar per le rocce serbatoio.

Quest'ultimo valore corrisponde al campione più comprimibile dell'analisi di AGIP, 1989 tra quelli in giacimento (si osservi che uno dei campioni di AGIP 1989 ha proprietà meccaniche estremamente scarse, forse dovute a danneggiamento durante il prelievo, ed è quindi stato ignorato). Si osservi come questi valori, che corrispondono ad un modulo di Young di 22.5GPa per un rapporto di Poisson di 0.3, siano ben in linea con dati di letteratura per litologie simili a quelle del giacimento di Colle Santo, o siano ancora più comprimibili di quanto atteso (e.g. Carmichael, 1989). Non va, infatti, dimenticato come in numerosi casi si sia rilevato che le prove di laboratorio tendano a dare valori di comprimibilità maggiori di quelli reali, sia per un danneggiamento dei campioni durante il loro prelievo, sia per effetti legati al setup degli esperimenti.

Per quanto riguarda le proprietà degli strati sottostanti e sovrastanti al giacimento, in assenza di altre informazioni, sono state fatte delle scelte conservative, ovvero sono stati usati dei valori che massimizzano la subsidenza risultante. Per quanto riguarda gli strati sottostanti, è stato utilizzato un valore di modulo elastico pari a quello del giacimento nel caso base, e un valore più alto nel caso conservativo. Per gli strati sovrastanti :

- nel livello di evaporiti messiniane (si veda a tal proposito il report del modello statico) si è usato un modulo di Young pari al 10% di quello degli strati del giacimento;
- i livelli tra la superficie e le evaporiti sono stati modellati tramite una relazione elasto-plastica di tipo Modified Cam-Clay, ed è stata utilizzata la relazione di Hueckel et al., (2005) per definire la compressibilità uniassiale in funzione dello sforzo efficace.

Le tabelle 1 e 2 dettagliano le proprietà meccaniche utilizzate nei 2 scenari. Si osservi come l'ordine (indice progressivo) dei materiali non segua la profondità. I materiali dall'88 al 101 sono relativi al sideburden.

| Materiale Modello ISAMGEO | Cm in 1/bar | Porosità | Indice dei vuoti | $\lambda$ | $e_0$ | $\kappa=\lambda/3$ |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E= 1,000 BAR, $\nu$ = 0.3 | | | | | |
| 2 | 2.66E-02 | 0.300 | 0.4285 | 0.0389 | 0.4294 | 0.0130 |
| 3 | 1.23E-02 | 0.300 | 0.4285 | 0.0349 | 0.4526 | 0.0116 |
| 4 | 7.72E-03 | 0.300 | 0.4285 | 0.0327 | 0.4641 | 0.0109 |
| 5 | 1.64E-03 | 0.300 | 0.4285 | 0.0262 | 0.4920 | 0.0087 |
| 6 | 5.85E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0227 | 0.5035 | 0.0076 |
| 7 | 3.38E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0210 | 0.5078 | 0.0070 |
| 8 | 2.31E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0199 | 0.5102 | 0.0066 |
| 9 | 1.76E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0192 | 0.5116 | 0.0064 |
| 10 | 1.37E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0185 | 0.5127 | 0.0062 |
| 11 | 1.11E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0180 | 0.5135 | 0.0060 |
| 12 | 9.27E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0175 | 0.5141 | 0.0058 |
| 13 | 7.93E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0171 | 0.5145 | 0.0057 |
| 14-15 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E= 22,500 BAR, $\nu$=0.3 | | | | | |
| 16-87 | LIVELLO ELASTICO LINEARE CON MODULO DI YOUNG = 224,975 BAR | | | | | |
| 88 | 1.76E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0192 | 0.5116 | 0.0064 |
| 89 | 1.37E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0185 | 0.5127 | 0.0062 |
| 90 | 1.11E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0180 | 0.5135 | 0.0060 |
| 91 | 9.27E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0175 | 0.5141 | 0.0058 |
| 92 | 7.93E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0171 | 0.5145 | 0.0057 |
| 93-94 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 22,500 BAR, $\nu$=0.3 | | | | | |
| 95-101 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 224,975 BAR, $\nu$=0.3 | | | | | |

**Tabella 1:** Valori di compressibilità uniassiale, di porosità, di indice dei vuoti, e dei parametri del Modified Cam Clay (MCCM) lambda, e0 e kappa per il modello geomeccanico di Colle Santo, nello scenario base con Cm pari a $3.0 \times 10^{-6}$. E, $\nu$ rappresentano rispettivamente il modulo di Young e il rapporto di Poisson.

| Materiale Modello ISAMGEO | Cm in 1/bar | Porosità | Indice dei vuoti | λ | $e_0$ | κ=λ/3 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E= 1,000 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 2 | 2.66E-02 | 0.300 | 0.4285 | 0.0389 | 0.4294 | 0.0130 |
| 3 | 1.23E-02 | 0.300 | 0.4285 | 0.0349 | 0.4526 | 0.0116 |
| 4 | 7.72E-03 | 0.300 | 0.4285 | 0.0327 | 0.4641 | 0.0109 |
| 5 | 1.64E-03 | 0.300 | 0.4285 | 0.0262 | 0.4920 | 0.0087 |
| 6 | 5.85E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0227 | 0.5035 | 0.0076 |
| 7 | 3.38E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0210 | 0.5078 | 0.0070 |
| 8 | 2.31E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0199 | 0.5102 | 0.0066 |
| 9 | 1.76E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0192 | 0.5116 | 0.0064 |
| 10 | 1.37E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0185 | 0.5127 | 0.0062 |
| 11 | 1.11E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0180 | 0.5135 | 0.0060 |
| 12 | 9.27E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0175 | 0.5141 | 0.0058 |
| 13 | 7.93E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0171 | 0.5145 | 0.0057 |
| 14-15 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 22,500 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 16-76 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 100,735 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 76-87 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 300,000 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 88 | 1.76E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0192 | 0.5116 | 0.0064 |
| 89 | 1.37E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0185 | 0.5127 | 0.0062 |
| 90 | 1.11E-04 | 0.300 | 0.4285 | 0.0180 | 0.5135 | 0.0060 |
| 91 | 9.27E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0175 | 0.5141 | 0.0058 |
| 92 | 7.93E-05 | 0.300 | 0.4285 | 0.0171 | 0.5145 | 0.0057 |
| 93-94 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 22,500 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 95-96 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 100,735 BAR, ν=0.3 | | | | | |
| 97-101 | LIVELLO ELASTICO LINEARE, E = 300,000 BAR, ν=0.3 | | | | | |

**Tabella 2:** Valori di compressibilità uniassiale, di porosità, di indice dei vuoti, e dei parametri del Modified Cam Clay (MCCM) lambda, e0 e kappa per il modello geomeccanico di Colle Santo, nello scenario conservativo con Cm pari a $6.7 \times 10^{-6}$. E, ν rappresentano rispettivamente il modulo di Young e il rapporto di Poisson.

## 6. Risultati: Previsioni di subsidenza

Le simulazioni di subsidenza sono state eseguite per gli scenari di simulazione dinamica che meglio consentono di esplorare l'incertezza legata alla scarsità di dati ed informazioni disponibili (si faccia riferimento all'Appendice H parte 2B per i dettagli):

- RUN 1: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, acquifero forte.
- RUN 3: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, acquifero debole. Per le caratteristiche ed i risultati ottenuti è considerato un caso base, intermedio tra l'ottimista RUN 1 e le simulazioni pessimiste senza acquifero.
- RUN 8: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario base di trasmissività, senza acquifero laterale a supporto
- RUN 9: modello 2 di porosità e permeabilità, trasmissività base, senza acquifero laterale a supporto.
- RUN 11: modello 1 di porosità e permeabilità, scenario conservativo di trasmissività, senza acquifero laterale a supporto

Per tutti i *run* è stato simulato il caso base con Cm pari a $3.0 \times 10^{-6}$ 1/bar e regime di stress compressivo. La subsidenza, in tutti i casi, è molto modesta. In **Figura 9** si vede l'andamento della subsidenza nel tempo nella zona dei pozzi di produzione Monte Pallano 1dir e 2dir. Il massimo raggiunto a fine produzione (2047) è inferiore a 2 cm per i RUN 8, RUN 9 e RUN 11, i casi dunque più pessimisti. Gli unici casi in cui c'è ripressurizzazione e di conseguenza inversione della subsidenza, sono ovviamente i casi con spinta dell'acquifero, il RUN 1, in cui l'acquifero forte riesce a riportare il sistema in condizioni prossime a quelle iniziali in un intervallo di tempo di 40 anni, e il RUN 3, in cui l'acquifero debole opera un sollevamento che riduce la subsidenza di circa il 30%.

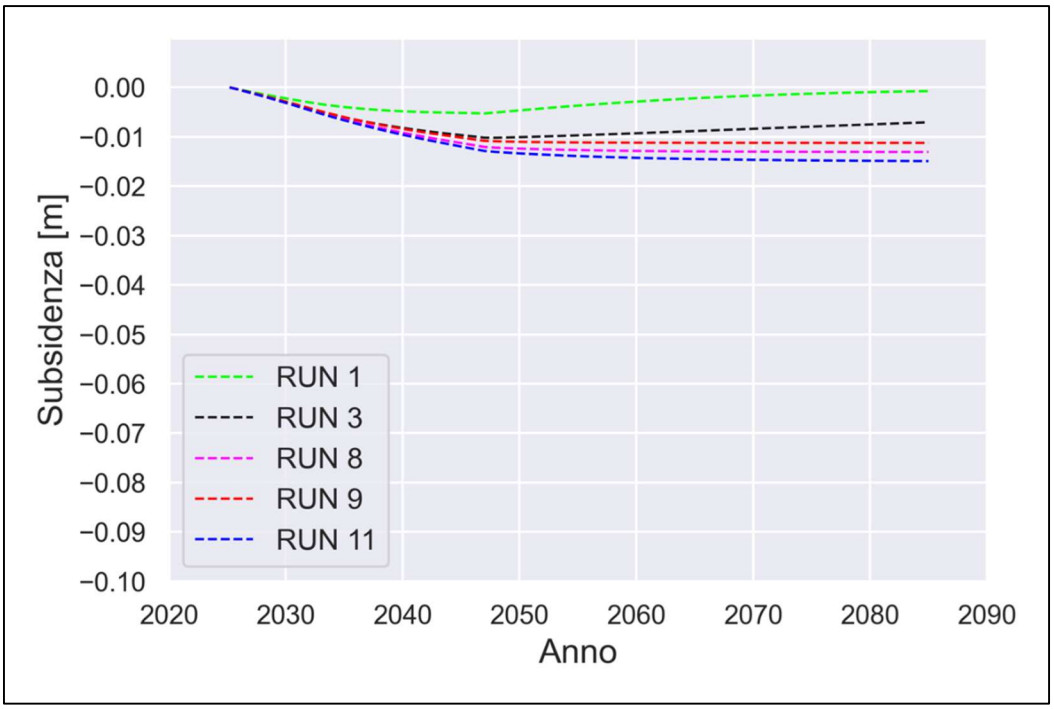


**Figura 9**: andamento della subsidenza nel tempo per i run dinamici più significativi nella zona dei pozzi di produzione Montepallano 1-dir e 2-dir, Cm base $3.0 \times 10^{-6}$ 1/bar.

È stato successivamente testato un valore di compressibilità Cm cautelativo pari a $6.7 \times 10^{-6}$ 1/bar, corrispondente al valore limite trovato da AGIP nelle prove di laboratorio effettuate nel 1989. I risultati della simulazione mostrano una subsidenza più importante che raggiunge valori massimi (presso area pozzi di produzione Monte Pallano 1dir e 2dir) inferiori a 4 cm nei casi più pessimisti (**Figura 10**).

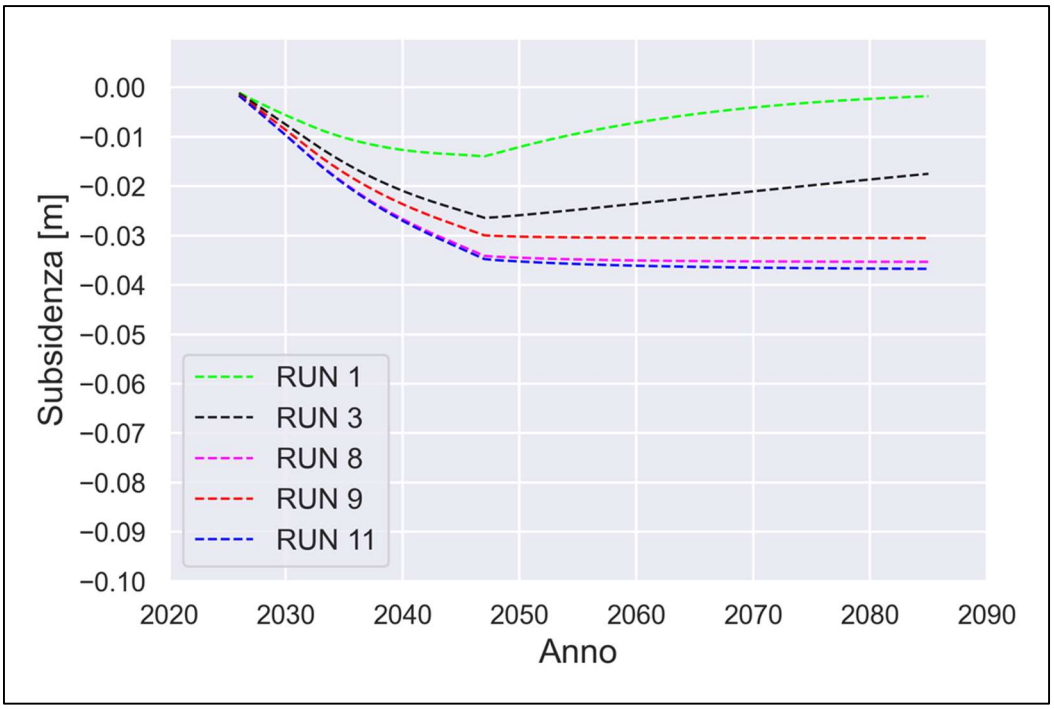


**Figura 10**: andamento della subsidenza nel tempo per i run dinamici più significativi nella zona dei pozzi di produzione Montepallano 1-dir e 2-dir, Cm conservativo $6.7 \times 10^{-6}$ 1/bar.

La subsidenza per il RUN 3 con Cm conservativo, estrapolata in diversi step chiave è visualizzata nelle seguenti figure (da **Figura 11** a **Figura 15**). Da notare che i primi effetti sensibili di subsidenza (spostamento verticale in superficie >= 2 cm) si hanno 15 anni dopo l'inizio di produzione. Il massimo della subsidenza è compreso tra 2 e 3 cm. Con il termine dell'estrazione di gas, l'acquifero debole inizia a ripressurizzare il sistema e la subsidenza diminuisce. Dopo il 2075, dieci anni prima della fine della simulazione (**Figura 15**), la subsidenza scende ovunque sotto i 2 cm.

Infine, in **Figura 16** c'è un confronto tra il caso base RUN3 e il caso più cautelativo RUN 11, entrambi con Cm pessimista. La mancanza totale di una spinta dell'acquifero produce un allargamento degli effetti di subsidenza in superficie e un aumento di intensità della stessa che raggiunge valori massimi di poco superiori a 3cm.

<u>In considerazione di tutte le incertezze presenti nel modello, questi diversi scenari, identificati come conservativi, sono all'atto pratico indistinguibili l'uno dall'altro e suggeriscono che l'effettivo impatto della subsidenza sia nel complesso trascurabile. A questo va aggiunto il fatto che l'estrazione di gas, nello scenario di produzione preso in considerazione, avviene con portate giornaliere modeste. Quest'ultimo aspetto rappresenta un ulteriore elemento di rassicurazione.</u>

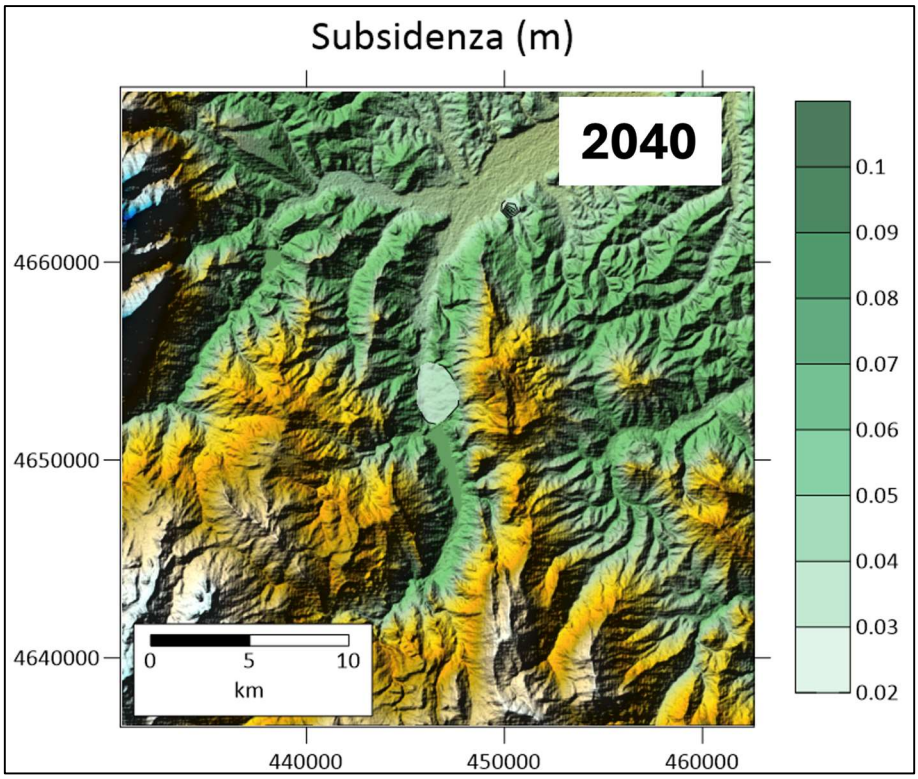


**Figura 11**: subsidenza prevista (in metri) al 2040, 15 anni dall'inizio della produzione. Cm conservativo, RUN 3. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

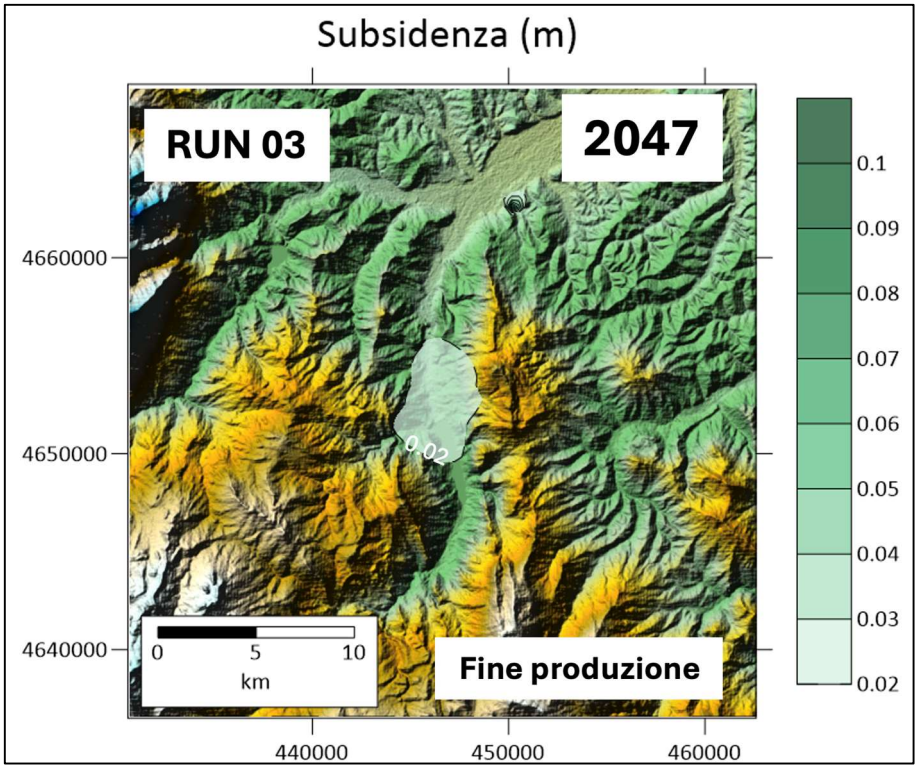


**Figura 12**: subsidenza prevista (in metri) al 2047 (fine produzione). Cm conservativo, RUN 3. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

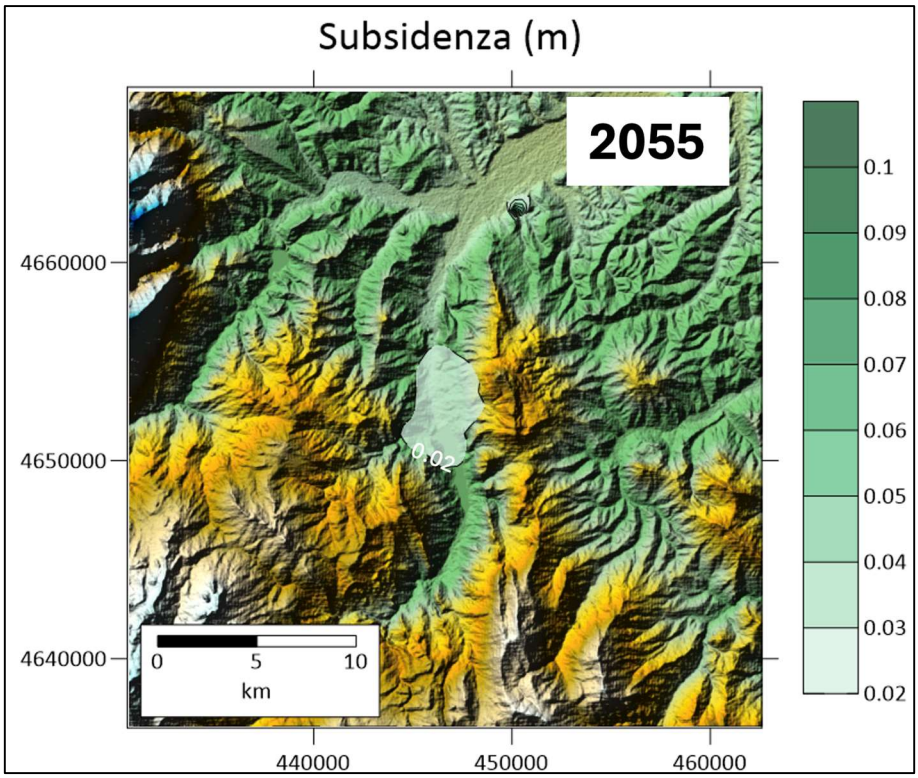


**Figura 13**: subsidenza prevista (in metri) al 2055. Cm conservativo, RUN 3. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

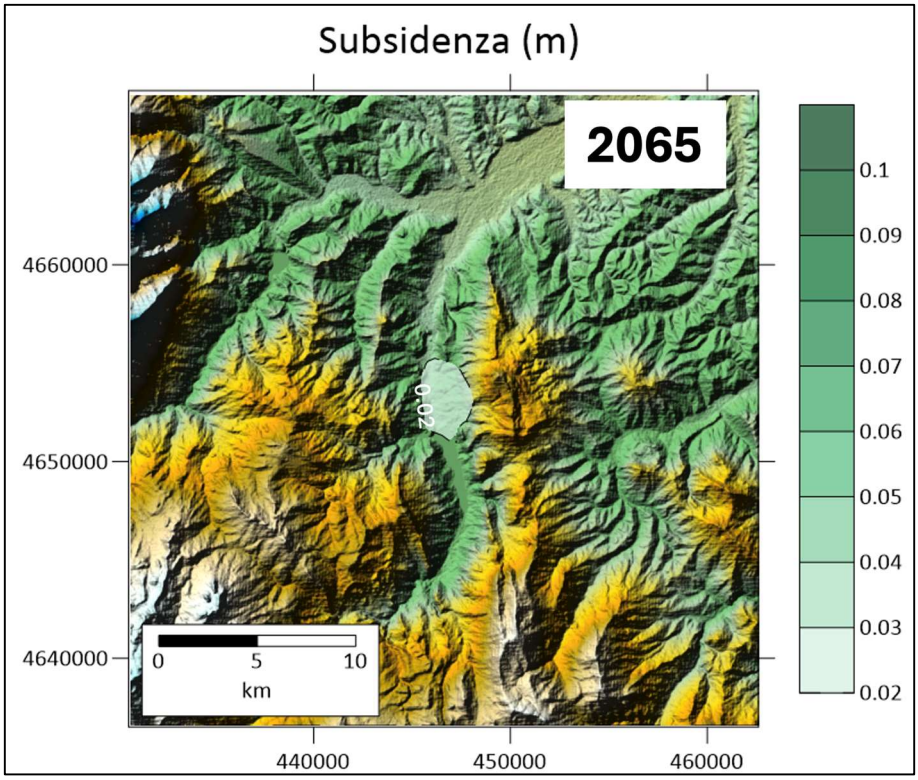


**Figura 14**: subsidenza prevista (in metri) al 2065. Cm conservativo, RUN 3. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

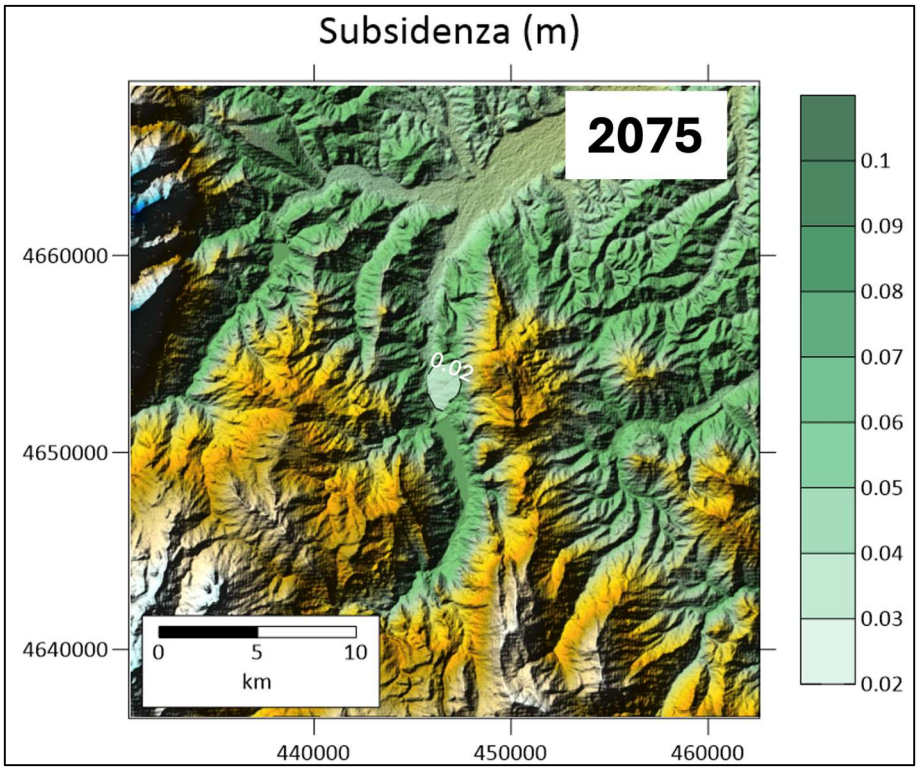


**Figura 15**: subsidenza prevista (in metri) al 2075 (dieci anni prima della fine della simulazione). Cm conservativo, RUN 3. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

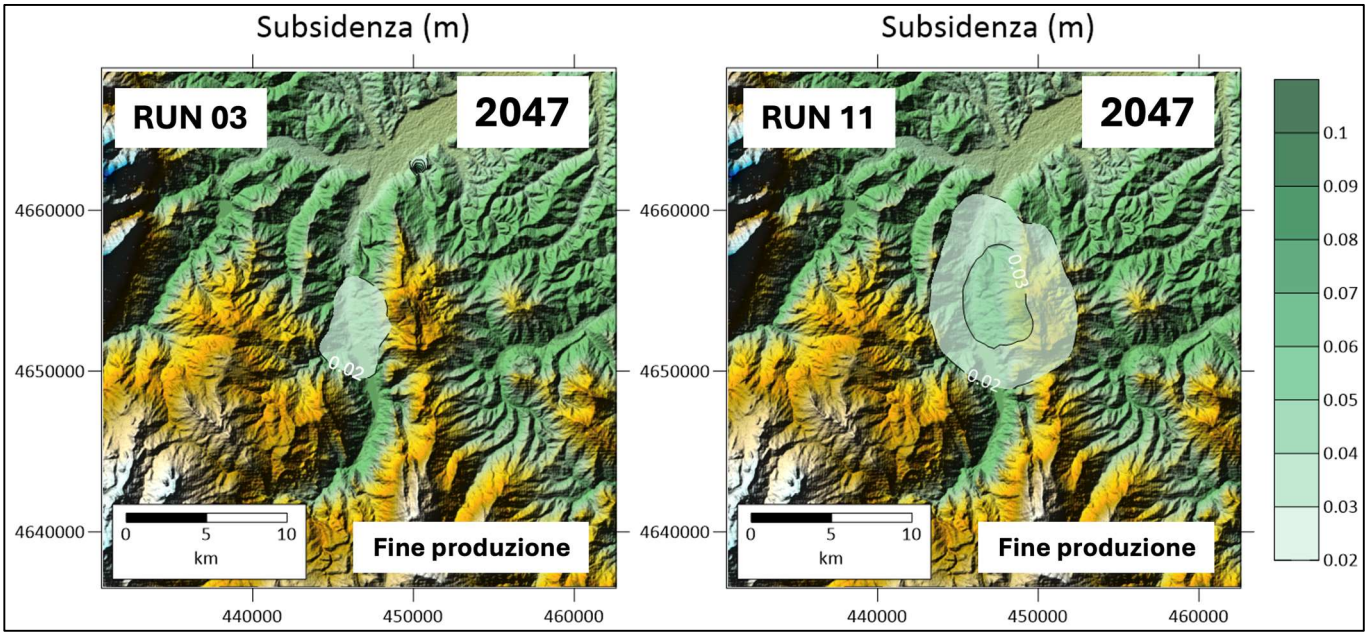


**Figura 16**: subsidenza prevista (in metri) al 2047 (fine produzione) per il RUN 3 (sinistra) e il RUN 11 (destra). Cm conservativo. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

## 6.1. Subsidenza e diga di Bomba

La diga e il comune di Bomba sono situati molto vicino all'area dei pozzi di produzione e, di conseguenza, all'area di massima subsidenza prevista. L'andamento nel tempo della subsidenza per il RUN 11, il caso più conservativo in assoluto – cioè senza acquifero laterale e con Cm cautelativo – è illustrato in **Figura 17**. I valori di spostamento verticale sono compresi tra i 3 e i 4 cm.

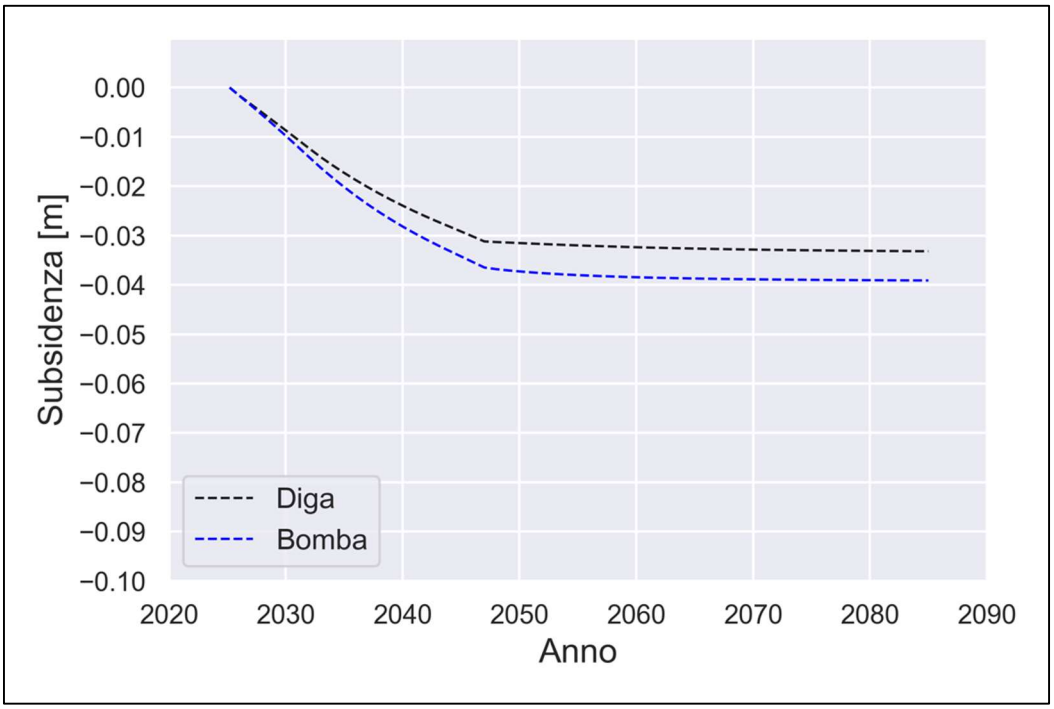


**Figura 17**: andamento della subsidenza nel tempo per la simulazione più prudenziale (Cm $6.7 \times 10^{-6}$ 1/bar), RUN 11, sulla diga e sull'abitato di Bomba.

Aspetto importante della presente analisi è lo spostamento verticale lungo la diga di Bomba. Come si vede da due sezioni, parallela (**Figura 18**) e perpendicolare (**Figura 19**) alla diga, i valori di subsidenza massima al piano campagna per il RUN 11 sono pari a circa 3 cm nei pressi della diga. Nella sezione parallela si può apprezzare come lungo i circa 680 m (lunghezza del coronamento della diga) si passa da uno spostamento verticale di circa 2.8 cm ad uno di circa 3.2 cm circa, con un cedimento relativo (differenziale) $\Delta S$ di circa 0.4 cm (4 mm). Questo valore è ampiamente inferiore ai valori considerati critici per la diga di Bomba e strutture ausiliarie. In particolare, il massimo cedimento differenziale ammissibile è ritenuto pari a 10 mm ogni 25m (Marr e Jamiolkowski, 2009). Sulla base delle ipotesi formulate in questo studio e, fatto salve le condizioni ammissibili per la diga che non sono state qui studiate, ma prese da studi precedenti ed indipendenti, si può, dunque, concludere che la subsidenza risultante dalla messa in produzione del giacimento di Colle Santo non si ritiene possa avere conseguenze sulla stabilità della diga ed impianti collegati.

In **Figura 20** e **Figura 21** sono mostrate due sezioni del grid, E-W e N-S, raffiguranti la distribuzione dello spostamento verticale all'interno del grid per il caso più conservativo.

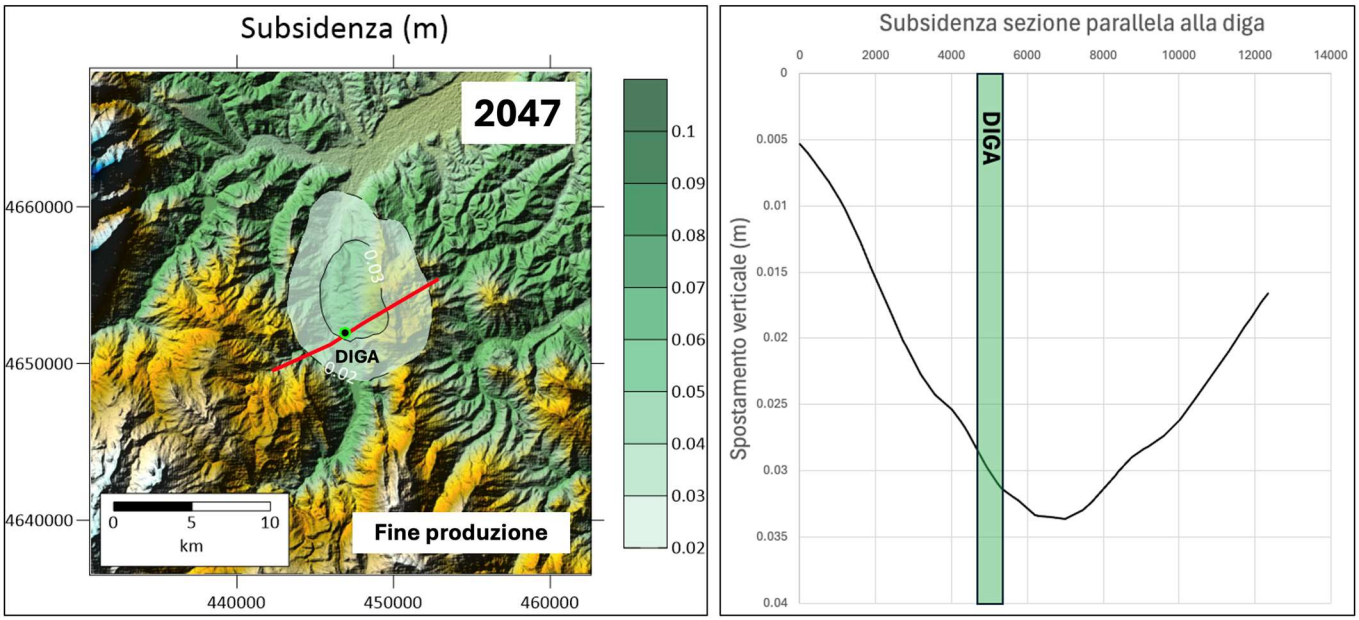


**Figura 18**: subsidenza sul piano campagna in pianta e lungo una sezione parallela alla diga di Bomba. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

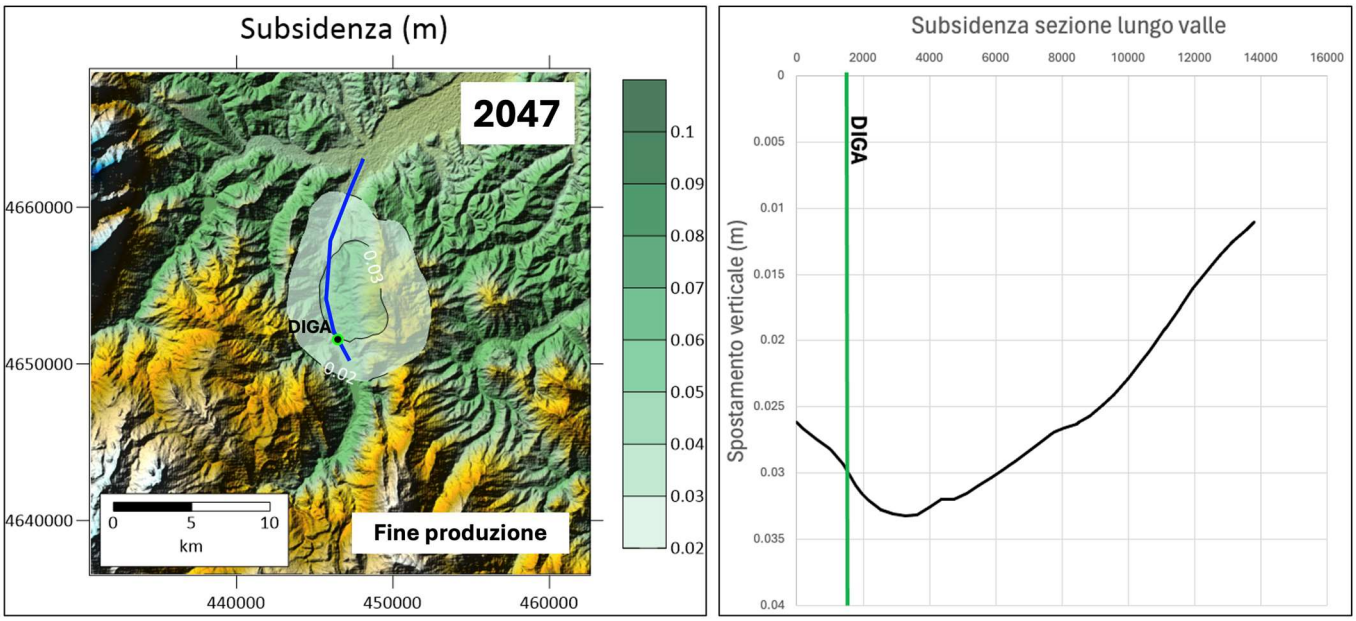


**Figura 19**: subsidenza sul piano campagna in pianta e lungo una sezione passante per la valle e perpendicolare alla diga di Bomba. La scala di colori indica la subsidenza prevista, in m.

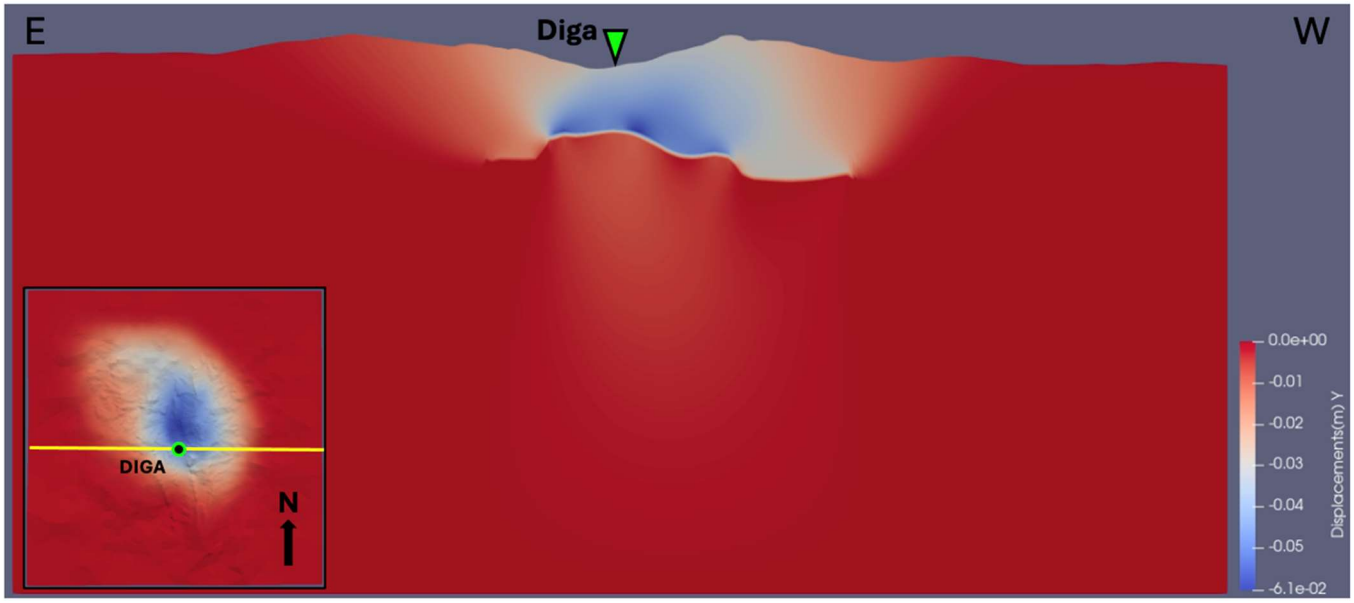


**Figura 20**: spostamenti verticali lungo una sezione E-W passante sulla diga di Bomba.

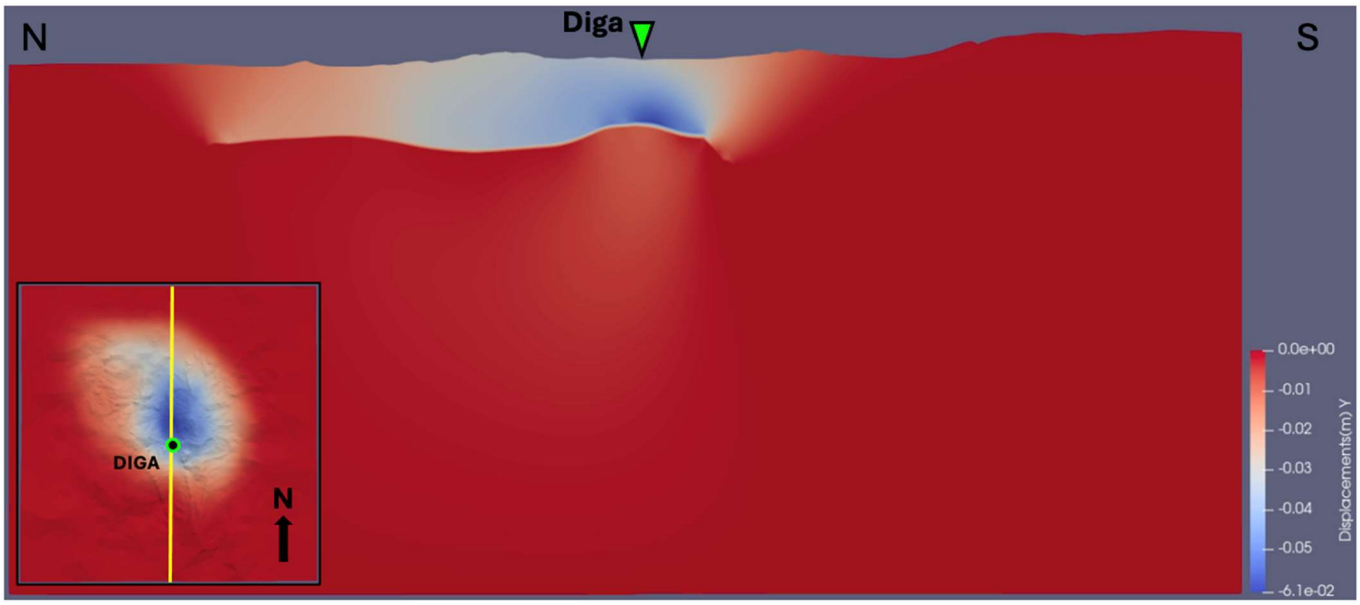


**Figura 21**: spostamenti verticali lungo una sezione N-S passante sulla diga di Bomba.

## 7. Analisi di stabilità delle faglie

L'analisi di stabilità delle faglie è stata condotta attraverso la valutazione della tendenza allo scivolamento o riattivazione ("*slip-tendency*", $S_t$) sulla superficie di ciascuna faglia inserita nel modello statico. La *slip tendency* (Zoback, 2006) è strettamente collegata al criterio di rottura di Coulomb (CFF, *Coulomb failure function*), ed è definita come il rapporto tra gli sforzi di taglio (τ) e lo sforzo efficace normale ($\sigma_n = S_n - Pp$, dove $S_n$ è lo sforzo normale totale e $Pp$ la pressione dei pori) sulla superficie di faglia $S_t = \tau/\sigma_n$.

In generale, si ha scivolamento quando il rapporto è maggiore di un coefficiente di frizione, μ, ovvero $S_t > \mu$. Il valore del coefficiente di frizione di una faglia è difficile da definire e, in genere, viene considerato appropriato un valore compreso tra 0.6 ed 1 (Zoback, 2006). Più il valore di *slip tendency* di una faglia è vicino al coefficiente di frizione più la faglia è prossima allo stato critico. L'analisi della *slip tendency* iniziale delle faglie, in rapporto ad un certo campo di sforzo (definito dai 3 stress principali e dalla loro orientazione rispetto al piano di faglia) consente di valutare quanto ciascuna struttura è più o meno distante dallo stato critico.

La variazione nel tempo della *slip tendency* $\Delta S_t = S_t(t) - S_t(0)$ rispetto allo stato iniziale consente di valutare se la messa in produzione del giacimento tenda a modificare la stabilità di una faglia. Una variazione positiva indica che la struttura diventa meno stabile (quindi aumenta il rischio di riattivazione), mentre una variazione negativa che la struttura si stabilizza.

L'analisi è stata effettuata a partire dai risultati della simulazione geomeccanica. In particolare, è stato estratto il tensore di sforzo calcolato punto a punto sulle superfici di faglia e da questo calcolata l'evoluzione della *slip-tendency*.
L'analisi è stata condotta per i RUN dinamici 8 e 11, per i regimi tettonici compressivo, trascorrente ed estensivo.
Per definire il tensore degli sforzi, l'entità dello stress verticale è stata calcolata considerando litologie, porosità e informazioni dirette di densità nei log di pozzo disponibili. Per quanto riguarda gli stress principali nei diversi contesti tettonici, sono state quindi fatte le seguenti assunzioni (la lettera S indica lo sforzo totale, la lettera greca $\sigma$ lo sforzo efficace, seguendo la convenzione di Zoback, 2006)

- Nel caso compressivo, caso di riferimento, SHmax > Shmin > Sv; SHmax ha direzione N40E. Le magnitudo degli stress, definite in termini di stress efficace ($\sigma = S - Pp$) sono $\sigma_{Hmax} = 1.1\sigma_v$, e $\sigma_{hmin} = 1.05\sigma_v$.
- Nel caso estensivo, Sv > SHmax > Shmin; $\sigma_{Hmax} = 0.54\sigma_v$ e $\sigma_{hmin} = 0.9\sigma_{Hmax}$ con l'S3 (Shmin) orientato N40E.
- Nel caso del regime trascorrente, infine, SHmax > Sv > Shmin con $\sigma_{Hmax} = 1.1\sigma_v$, e $\sigma_{hmin} = 0.9\sigma_v$. S3 (Shmin) ha orientazione N40E.

La geometria delle faglie è stata estratta dal modello statico (Appendice H parte 1). I risultati sono riportati nelle Figure 19 e 20, per due faglie di particolare interesse mentre, nell'Appendice, sono incluse tutte le combinazioni di faglie e regimi tettonici. In particolare, in Appendice viene riportata la distribuzione di *slip tendency,* tramite un istogramma, e la sua variazione.

I risultati mostrano che

a) tutte le faglie, per le condizioni considerate, sono lontane dallo stato critico con $S_t$< 0.4 e

b) la messa in produzione del giacimento causa una molto modesta variazione della slip tendency, con un effetto netto complessivo di stabilizzazione (diminuzione della $S_t$).

Il primo risultato (punto a) dipende ovviamente dalle condizioni di stato di sforzo in-situ scelto, ma è supportato dal fatto che la sismicità strumentale nell'area del giacimento è scarsa o assente.

Per quanto riguarda l'effetto di stabilizzazione delle faglie, bisogna osservare che la diminuzione di pressione dei pori in corrispondenza della faglia corrisponde ad un aumento netto dello stress efficace, da cui risulta un aumento dello stress normale efficace agente sulle faglie. D'altro lato, in conseguenza della modestissima deformazione risultante dalla produzione, gli sforzi di taglio aumentano in maniera molto ridotta. Non ci sono grosse differenze tra i risultati del RUN 8 e RUN 11. Unica differenza degna di nota è che, in conseguenza di una trasmissività parziale di alcune faglie (RUN 11), la variazione di pressione raggiunge anche la faglia che limita la struttura di Bomba verso SW, la faglia denominata f1. La variazione di *slip tendency* rimane comunque minima.

In definitiva si hanno variazioni apprezzabili, seppur modeste, solo sulla faglia che borda il reservoir (denominata t2, **Figura 22**) e per quella all'interno del reservoir (t9, **Figura 23**). Si veda l'appendice A di questo report per i risultati ottenuti faglia per faglia e i dettagli sulle faglie utilizzate (**Figura A 1**).

Le variazioni leggermente più ampie si hanno in condizioni di regime di stress estensivo. La variazione della *slip tendency* è comunque molto modesta anche in questi casi. Il valore massimo di variazione positiva (destabilizzazione della struttura, in giallo nelle figure) è del +6.7% su una singola cella sulla faglia t9. Per la stessa struttura, leggermente maggiore è la variazione negativa (stabilizzazione delle strutture, in blu nelle figure), che raggiunge valori vicini al 10%.

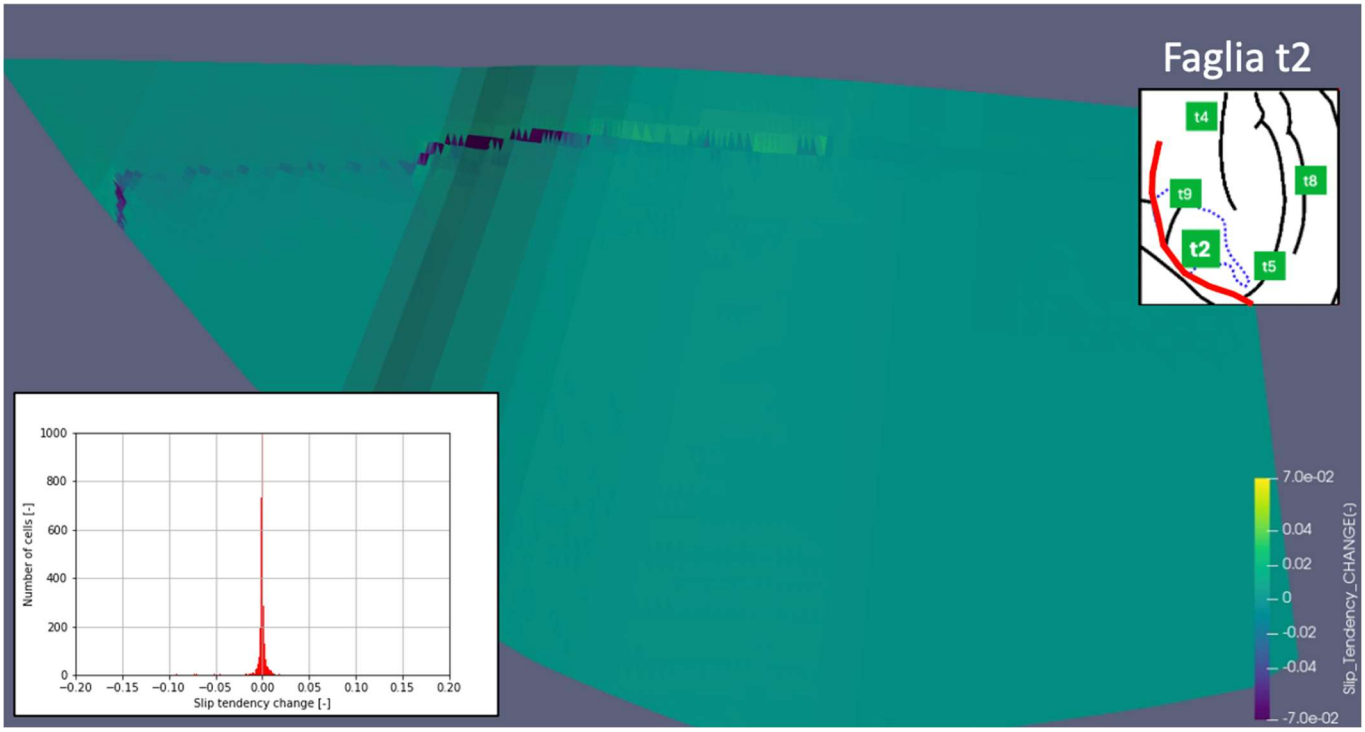


**Figura 22**: variazione della slip tendency per la faglia t2 che borda il giacimento. Nella scala di colori: variazione positiva, in giallo, la struttura diventa meno stabile; variazione negativa, in blu, la struttura si stabilizza. Nell'inset in alto a destra in rosso è evidenziata la faglia in oggetto. Nel grafico in basso a sinistra viene invece mostrata la distribuzione delle celle con variazione di slip tendency.

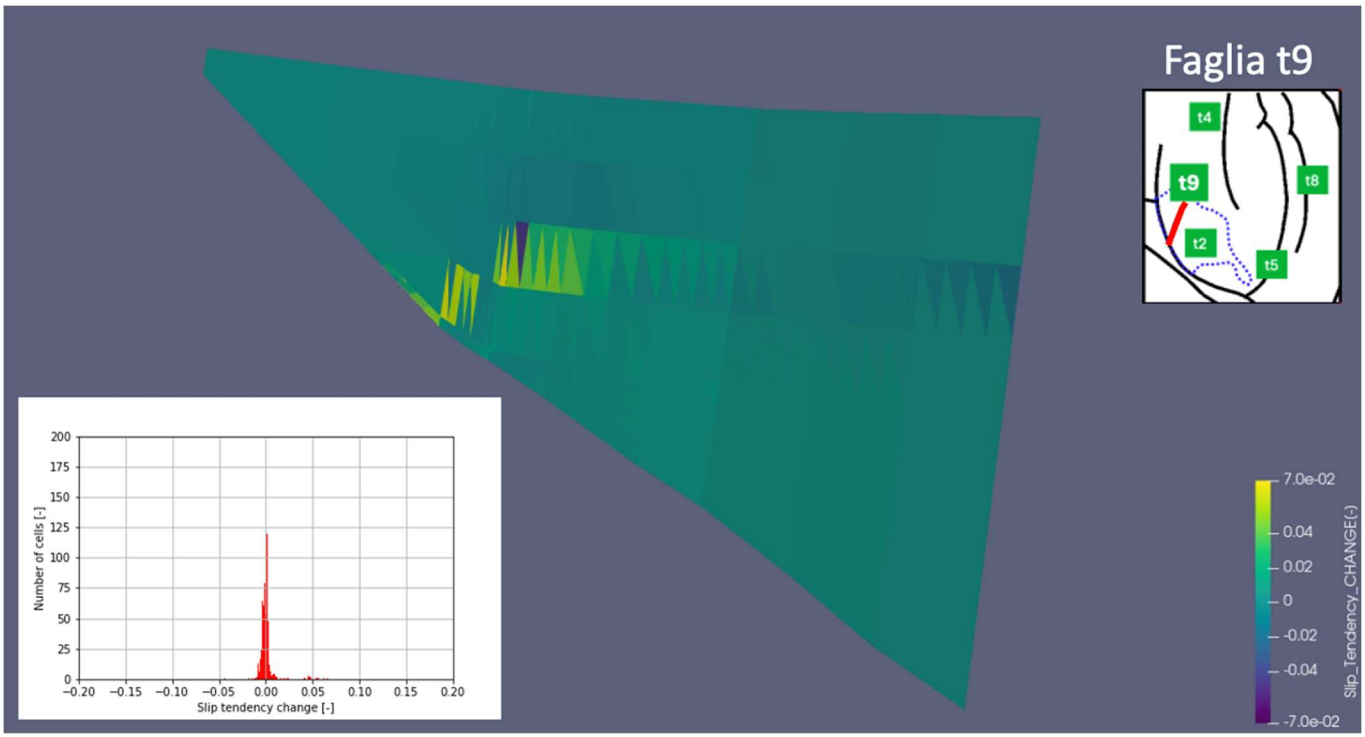


**Figura 23**: variazione della slip tendency per la faglia t9 all'interno del giacimento. Nella scala di colori: variazione positiva, in giallo, la struttura diventa meno stabile; variazione negativa, in blu, la struttura si stabilizza. Nell'inset in alto a destra in rosso è evidenziata la faglia in oggetto. Nell'istogramma in basso a sinistra viene invece mostrata la distribuzione delle celle con variazione di slip tendency.

E' stata infine fatta una verifica sulla profondità a cui la perturbazione del campo di sforzo indotta dall'emungimento del giacimento si riduce fino ad annullarsi. I risultati sono riportati in Fig. 24, in termini di variazione dello sforzo efficace medio in funzione del tempo ($\sigma_m = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})/3$), dove $\sigma$ è lo sforzo efficace.

Dalla Fig. 24 si osserva che oltre i 2200m di profondità la perturbazione del campo di sforzo è minima ed inferiore ad 1bar, pari a meno dell'0.5% del totale. Per profondità superiori ai 3km la perturbazione diventa del tutto trascurabile. Si ricorda a questo riguardo che il top della faglia sismogenetica più prossima (Fig. 1), denominata DACBT, è posto nel catalogo nazionale DISS ad una profondità di 8km. Tra il top della faglia e la profondità a cui si può stimare che la perturbazione del campo di sforzo si annulli c'è dunque una distanza pari a circa 5km. Sulla base di ciò si può concludere che, in base ai risultati del modello numerico, la produzione del giacimento di Collesanto non eserciterà un effetto sul campo di sforzo agente sulla faglia DACBT e di conseguenza non ne modificherà la stabilità.

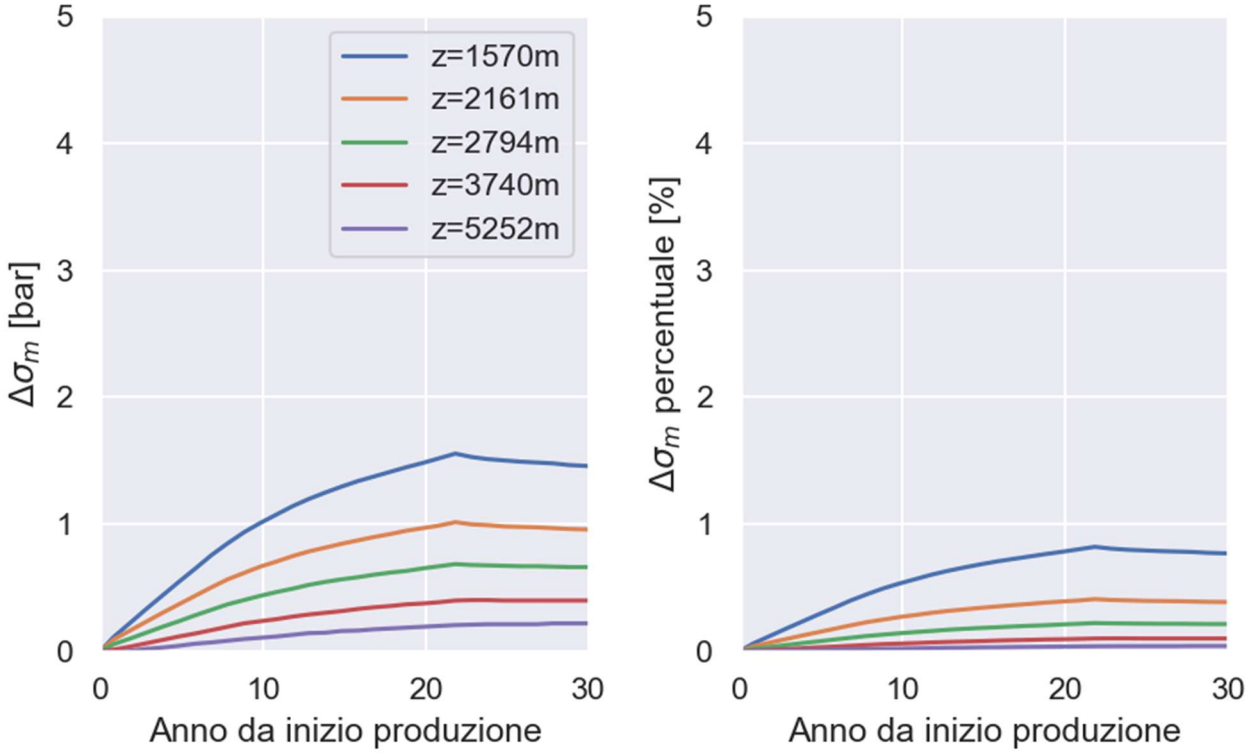


**Figura 244**: variazione temporale dello sforzo efficace medio ($\sigma_m$) per diversi punti a profondità z (TVDss, in m) crescenti, per un punto corrispondenza del centro del giacimento. Alla profondità di 2200m la perturbazione del campo di sforzo è inferiore ad 1bar in valore assoluto ed a meno dello 0.5% in percentuale. A profondità ancora maggiori la perturbazione del campo di sforzo diventa completamente trascurabile.

## 8. Discussione e conclusioni

La modellistica numerica integrata del giacimento, modello statico, fluido-dinamico e geomeccanico ha consentito di studiare e valutare diverse possibili criticità legate alla messa in produzione del giacimento di Collesanto. Bisogna sottolineare che tutti i modelli, seppur basati su ipotesi realistiche, studi di letteratura e dati raccolti in fase di esplorazione, soffrono di una generale mancanza di dati diretti e di buona qualità. Per gli aspetti dove i dati sono più carenti si è proceduto a fare ipotesi modellistiche conservative e verificarne l'impatto. Sarà dunque opportuno, in fase di messa in produzione del campo, raccogliere quanti più dati possibili sia in superficie (es. InSar, GPS etc) sia in giacimento (pressione, produzione di acqua etc) per calibrare opportunamente il modello e rendere le previsioni progressivamente più affidabili. Allo stato attuale è difficile giudicarne l'effettiva l'accuratezza.

Ciò nonostante, proprio per quanto detto in precedenza, i risultati sono complessivamente rassicuranti. Si osserva infatti che la subsidenza prevista non eccede i 4 cm al massimo, anche nello scenario peggiore, in un intervallo temporale di 22 anni, e la deformazione differenziale della diga rimane ampiamente all'interno dei margini di sicurezza riportati in studi precedenti. Questi risultati sono da attribuire sia al tipo di materiali che compongono le rocce serbatoio, che hanno rigidezza migliore rispetto ad altre rocce sedimentarie, sia al tipo di profilo di produzione che è stato scelto. Le portate di gas piuttosto limitate evitano marcati abbassamenti della pressione in giacimento, anche nei casi in cui la spinta dell'acquifero sia scarsa o nulla. Il profilo di produzione poco aggressivo consente anche di preservare al meglio la risorsa, evitando un troppo rapido avvio di acqua ai pozzi, ed al tempo stesso permette di accorgersi in tempo utile di eventuali problematiche legate alla gestione del giacimento e mettere in atto opportune misure correttive. Ciò ha, per esempio, un diretto legame con la gestione di eventuale sismicità. Lo studio effettuato di stabilità delle faglie, ancora una volta basato sui limitati dati di letteratura, non evidenzia alcuna problematica. La messa in produzione del campo di Colle Santo anzi ha un leggero effetto di stabilizzazione su alcune delle faglie principali, che appaiono in ogni caso già ben lontane dall'essere in uno stato critico. Per quanto riguarda la faglia sismogenetica *Deep Abruzzo Citeriore Basal Thrust (DACBT)*, la distanza verticale tra la profondità a cui la perturbazione del campo di sforzo indotta dall'emungimento si annulla ed il top della struttura è pari a circa 5km. L'effetto della produzione di gas sulla faglia risulta quindi completamente trascurabile.
Se le assunzioni fatte non fossero corrette e dovessero emergere problematiche di sismicità, grazie al profilo di produzione poco aggressivo, la variazione di stato tensionale nel sottosuolo sarà limitata. Dunque, a fronte di un arresto della produzione, è possibile attendersi un rapido ritorno alla situazione di normalità.

## *Bibliografia*


AGIP S.p.A. (1986) – Previsioni preliminari di subsidenza per il campo di Bomba (CH), San Donato Milanese.

AGIP S.p.A. (1989) – Previsioni preliminari di subsidenza per il campo di Bomba – Nota tecnica, San Donato Milanese.

AGIP S.p.A. (1990) – Previsioni preliminari di subsidenza per il campo di Bomba per una produzione con portate superiori a 400000 Sm3/g, San Donato Milanese.

Basili, R.; Valensise, G.; Vannoli, P.; Burrato, P.; Fracassi, U.; Mariano, S.; Tiberti, M.M.; Boschi, E. The Database of Individual Seismogenic Sources (DISS), version 3: Summarizing 20 years of research on Italy's earthquake geology. Tectonophysics 2008,453, 20–43.

Calamita, F., Esestime, P., Paltrinieri, W., Scisciani, V., & Tavarnelli, E. (2009). Structural inheritance of pre- And syn-orogenic normal faults on the arcuate geometry of Pliocene-Quaternary thrusts: Examples from the Central and Southern Apennine Chain. Bollettino Della Societa Geologica Italiana, 128(2), 381–394. https://doi.org/10.3301/IJG.2009.128.2.381

Calamita F., Satolli S., Scisciani V., Esestime P., Pace P. (2011) – Contrasting styles of fault reactivation in curved orogenic belts: examples from the Central Apennines (Italy), Geological Society of America, Bulletin 123 (2011), pp. 1097–1111.

Carafa, M.M.C., and Bird, P., 2016, Improving deformation models by discounting transient signals in geodetic data: 2. Geodetic data, stress directions, and long-term strain rates in Italy: Journal of Geophysical Research: Solid Earth, v. 121, no. 7, p. 5557–5575.

de Nardis R., Galadini F., Lavecchia G., Marcucci S., Milana G., Pace B. and Visini F.(2007). The Maiella earthquakes (Abruzzo, Italy): some insights inferred from geological and macroseismic data for seismotectonic purpose. In: 6th Italian forum of earth sciences, Rimini, 12–14 Sept 2007, abstract volume.

DISS, Database of Individual Seismogenic Sources (https://diss.ingv.it/), visitato in data 24-03-2023

DREAM, gennaio 2016. Campo di Colle Santo. Studio della subsidenza indotta dalla produzione del campo.

Ferrarini, F., Arrowsmith, J. R., Brozzetti, F., de Nardis, R., Cirillo, D., Whipple, K. X., & Lavecchia, G. (2021). Late quaternary tectonics along the Peri-Adriatic sector of the Apenninic Chain (Central-Southern Italy): Inspecting active shortening through topographic relief and fluvial network analyses. Lithosphere, 2021(1), 7866617.

Hueckel T., G. Cassiani, J. H. Prevost and D. A. Walters, 2005, Field Derived Compressibility Of Deep Sediments Of North Adriatic, Proceedings Seventh International Symposium On Land Subsidence (Sisols2005), Shanghai, China, October 2005.

IPSI, Italian present-day stress indicators (https://ipsi.rm.ingv.it/), visitato in data 20-11-2023.

Jaeger, J.C., Cook, N.G.W. and Zimmerman, R.W. (2007) Fundamentals of Rock Mechanics.4th Edition, Blackwell Publishing, London.

(9) (PDF) The Attenuation and Scattering Signature of Fluid Reservoirs and Tectonic Interactions in the Central-Southern Apennines (Italy). Available from: https://www.researchgate.net/publication/375691094_The_Attenuation_and_Scattering_Signature_of_Fluid_Reservoirs_and_Tectonic_Interactions_in_the_Central-Southern_Apennines_Italy [accessed Mar 15 2024].

Lavecchia G., de Nardis R. (2009). UR 4.01 S1-29 Seismogenic sources of major earthquakes of the Maiella area (central Italy): constraints from macroseimic field simulations and regional seimotectonics. Convegno annuale dei progetti sismologici, Convenzione-Quadro tra Dipartimento della Protezione Civile e Istituto Nazionale di Geofisica e Vulcanologia – Triennio 2007-09, 19-21 October 2009, Rome, Italy.

Lavecchia G., de Nardis R. and Ferrarini F. (2010). Seismogenic sources of major earthquakes of the Maiella and Abruzzo foothill areas: constraints from macroseismic field simulation and regional seismotectonic data. Poster at DPC-INGV 2007-2009 Final Meeting, Rome 30 June-2 July 2010.Geocomp Corporation (2008). Predicted subsidence from gas extraction Monte Pallano field comune di Bomba (Chieti), Italy.

Lavecchia G., de Nardis R., Visini F., Ferrarini F. and Barbano M. S. (2007). Seismogenic evidence of ongoing compression in eastern-central Italy and mainland Sicily: a comparison. Boll. Soc. Geol. It., 126, 209-222.

Lavecchia, G.; de Nardis, R.; Di Naccio, D.; Ferrarini, F.; Cirillo, D.; Brozzetti, F. Active compression in Eastern Abruzzo (central Italy): Evidences from geological morphotectonic and macroseismic data analyses. Rend. Online Soc. Geol. It. 2015, 36 (Suppl. S1), 45.

Mariucci M.T., Montone P., 2022. IPSI 1.5, Database of Italian Present-day Stress Indicators, Istituto Nazionale di Geofisica e Vulcanologia (INGV). doi:http://doi.org/10.13127/IPSI.1.5

Mariucci M. T., and Montone P. (2020). Database of Italian present-day stress indicators, IPSI 1.4. Scientific Data, 7, 1, 298, doi: 10.1038/s41597-020-00640-w.

Mariucci M. T., and Montone P. (2020). IPSI 1.4, Database of Italian Present-day Stress Indicators. Istituto Nazionale di Geofisica e Vulcanologia (INGV), http://ipsi.rm.ingv.it/, doi: 10.13127/IPSI.1.4.

Marr W.A., Jamiolkowski M.B. (2009) – Previsione della subsidenza indotta dall'estrazione di gas e valutazione dell'effetto sulle strutture in superficie. Giacimento di Monte Pallano, comune di Bomba (Chieti), Italia, Forest CMI S.p.A., Milano.

Montone P., Mariucci M.T., 2016. The new release of the Italian contemporary stress map, Geophysical Journal International, 205, 1525–1531. doi:http://doi.org/10.1093/gji/ggw100.

Montone, P., Mariucci, M. T., Pondrelli, S., and Amato, A., 2004. An improved stress map for Italy and surrounding regions (central Mediterranean), J. Geophys. Res., 109, B10410, https://doi.org/10.1029/2003JB002703, 2004.

Patacca E., Scandone P., Di Luzio, E., Cavinato, G. P., & Parotto, M. (2008). Structural architecture of the central Apennines: Interpretation of the CROP 11 seismic profile from the Adriatic coast to the orographic divide. Tectonics, 27(3). https://doi.org/10.1029/2005TC001917

Petricca, P., Carafa, M.M.C., Barba, S. and Carminati, E. 2013. Local, regional, and platescale sources for the stress field in the Adriatic and Periadriatic region. Marine andPetroleum Geology, 42, 160-181, .

Pierdominici S. and Heidbach O. (2012) Stress field of Italy — Mean stress orientation at different depths and wave-length of the stress pattern, Tectonophysics, Vol 532–535, pp 301-311, https://doi.org/10.1016/j.tecto.2012.02.018.

Pomposo G., and Pizzi A. (2009). Evidenze di tettonica recente ed attiva nel settore esterno sepolto dell'Appennino centrale abruzzese. Rendiconti online Soc. Geol. It., 5, 176-178.Woodward-Clyde Consultants (1997). Preliminary report Bomba Gas Field – Geotechnical evaluation of the potential for subsidence due to future gas extraction, and the potential impact on Bomba dam.

Talone, D., De Siena, L., Lavecchia,G., & de Nardis, R. (2023). Theattenuation and scattering signature offluid reservoirs and tectonic interactionsin the Central-Southern Apennines(Italy). Geophysical Research Letters,50, e2023GL106074

Visini, F., de Nardis R., and Lavecchia G. (2010), Rates of active compressional deformation in central Italy and Sicily: evaluation of the seismic budget. Int. J. Earth Sci., 99, 1, 243-264, 10.1007/s00531-009-0473-x.

World Stress Map (https://www.world-stress-map.org/), visitato in data 20-11-2023.

## *Appendice A – Analisi Stabilità Faglie: Slip Tendency*

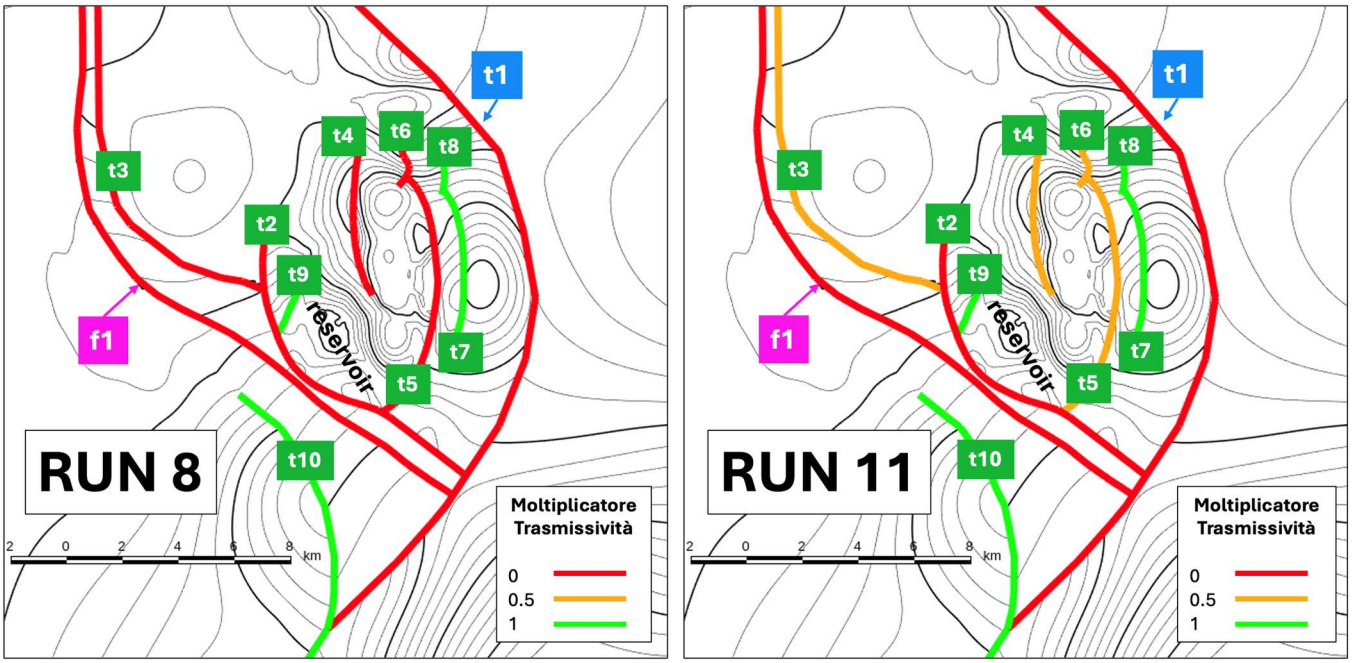


**Figura A 1:** faglie considerate nell'analisi e loro trasmissività relativa (come definita tramite il relativo moltiplicatore) per il RUN 8 e il RUN 11.

Di seguito sono mostrati i risultati dell'analisi di stabilità delle faglie (riportate in Fig. A1) in termini di *slip tendency*. In particolare, sono mostrati gli istogrammi della *slip tendency* iniziale (pre-produzione), al 2047 (post-produzione) e la variazione tra le due.
L'analisi è divisa per RUN dinamici utilizzati (RUN 8 e RUN 11), e per regimi tettonici (compressivo, trascorrente ed estensivo). Come spiegato in Appendice H parte 1, la denominazione delle faglie che racchiudono la struttura di Bomba, t1 e f1, è ripresa dagli studi precedenti per chiarezza e consistenza.

Alcune note riguardo alle diverse faglie:

- La faglia t2 è quella che borda il giacimento.
- La faglia t6 è stata unita alla faglia t5 in fase dinamica, per questioni di semplificazione della simulazione 3D.
- La faglia t10 non è stata analizzata perché mai interessata da un delta di pressione.
- La faglia f1 è stata analizzata per entrambi i modelli spiegati in Appendice H parte 2b (si veda in particolare il paragrafo 4.2 e la **figura 13**):
    - f1 Pat: modello di Patacca et al. (2008), faglia di back thrust con immersione adriatica (NE)
    - f1 Cal: modello di Calamita et al. (2009), faglia normale immergente verso SW.

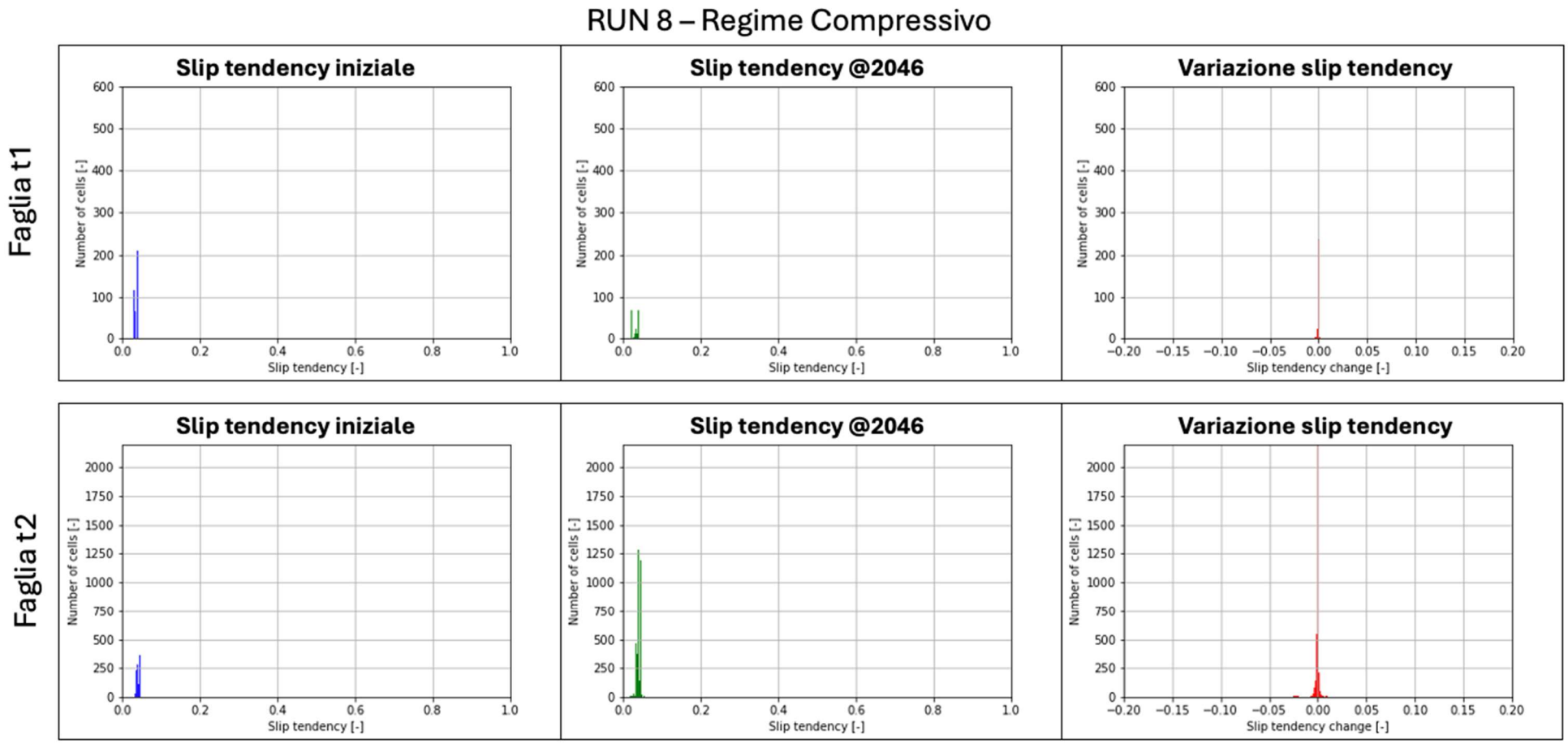


**Figura A 2:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime compressivo per il RUN 8.

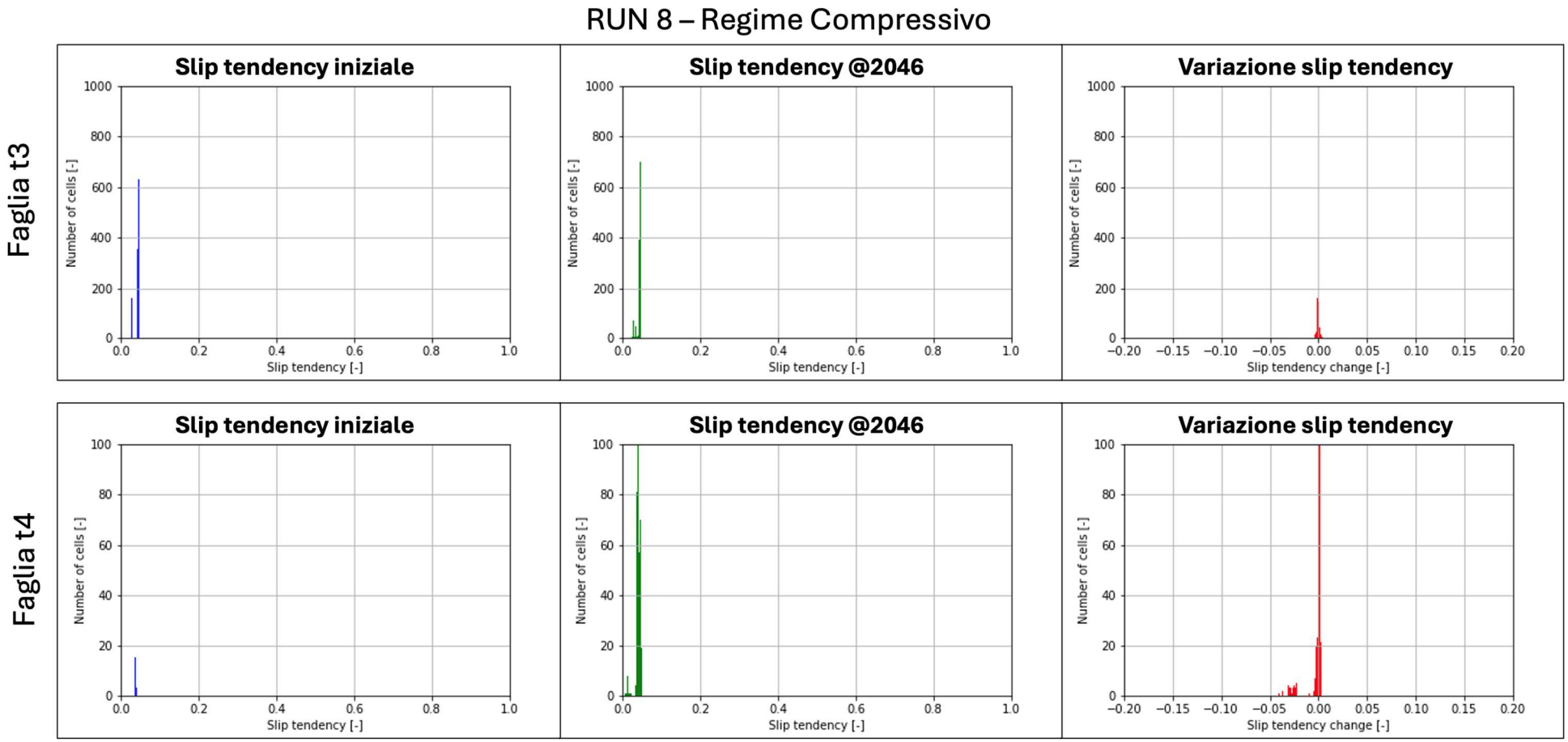


**Figura A 3:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime compressivo per il RUN 8.

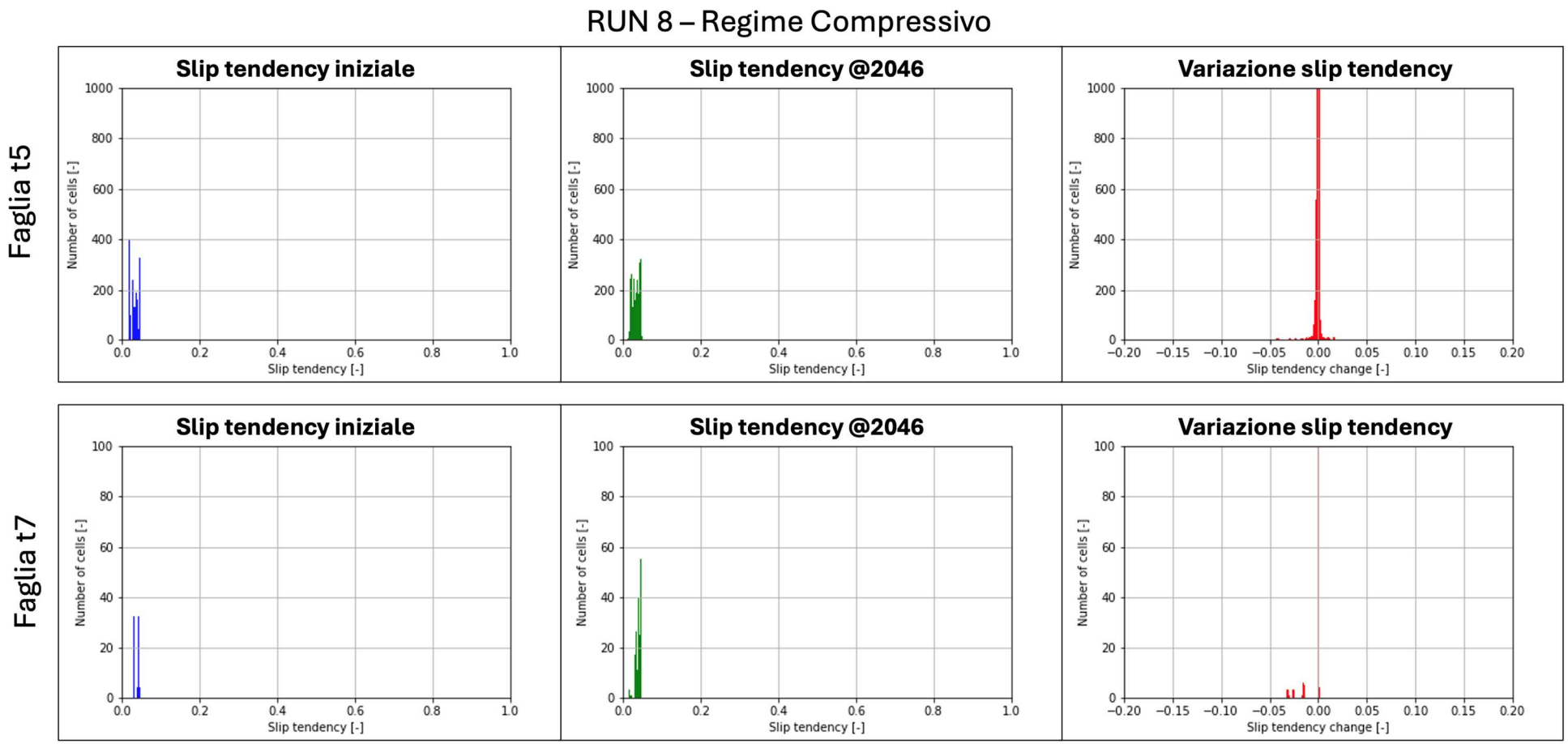


**Figura A 4:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime compressivo per il RUN 8.

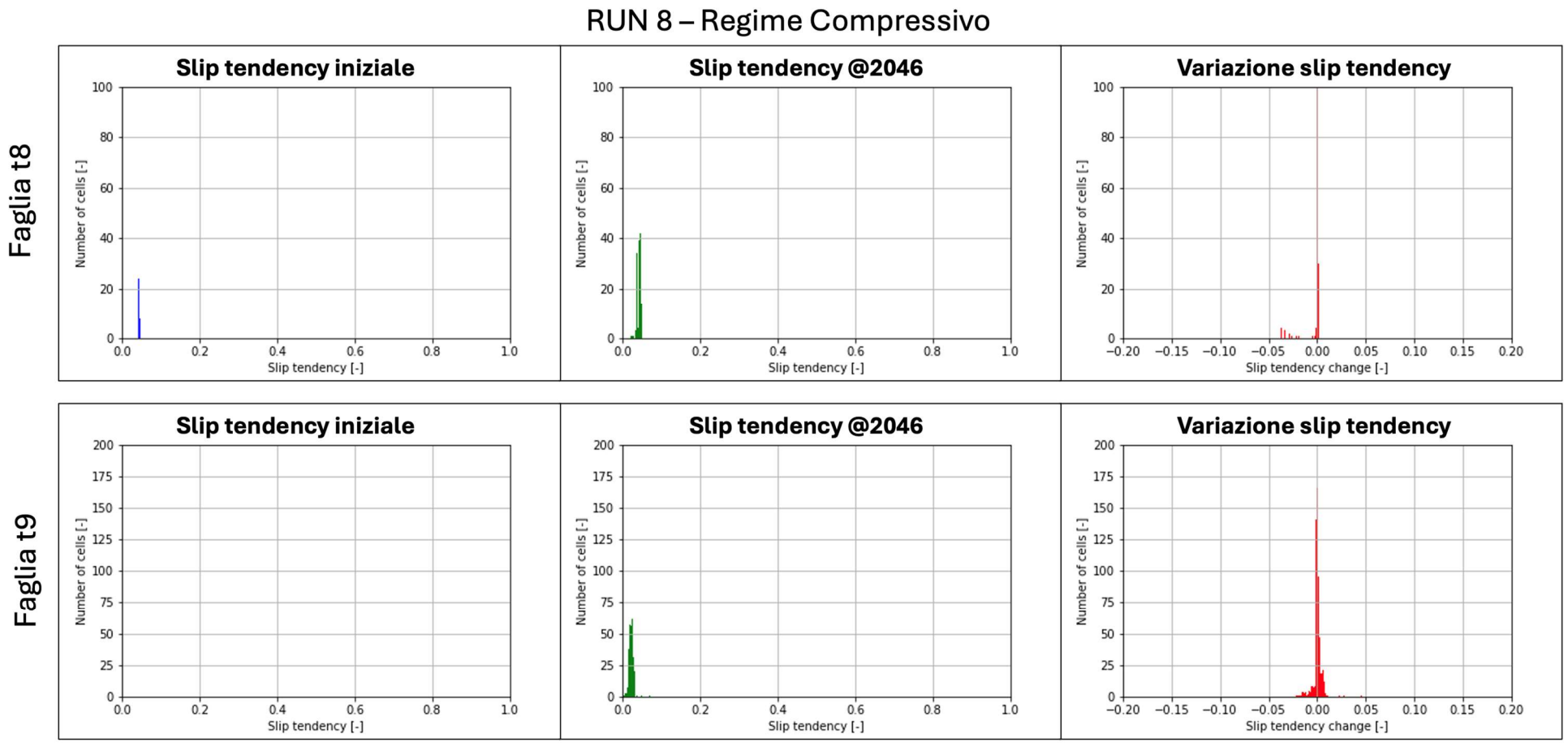


**Figura A 5:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime compressivo per il RUN 8.

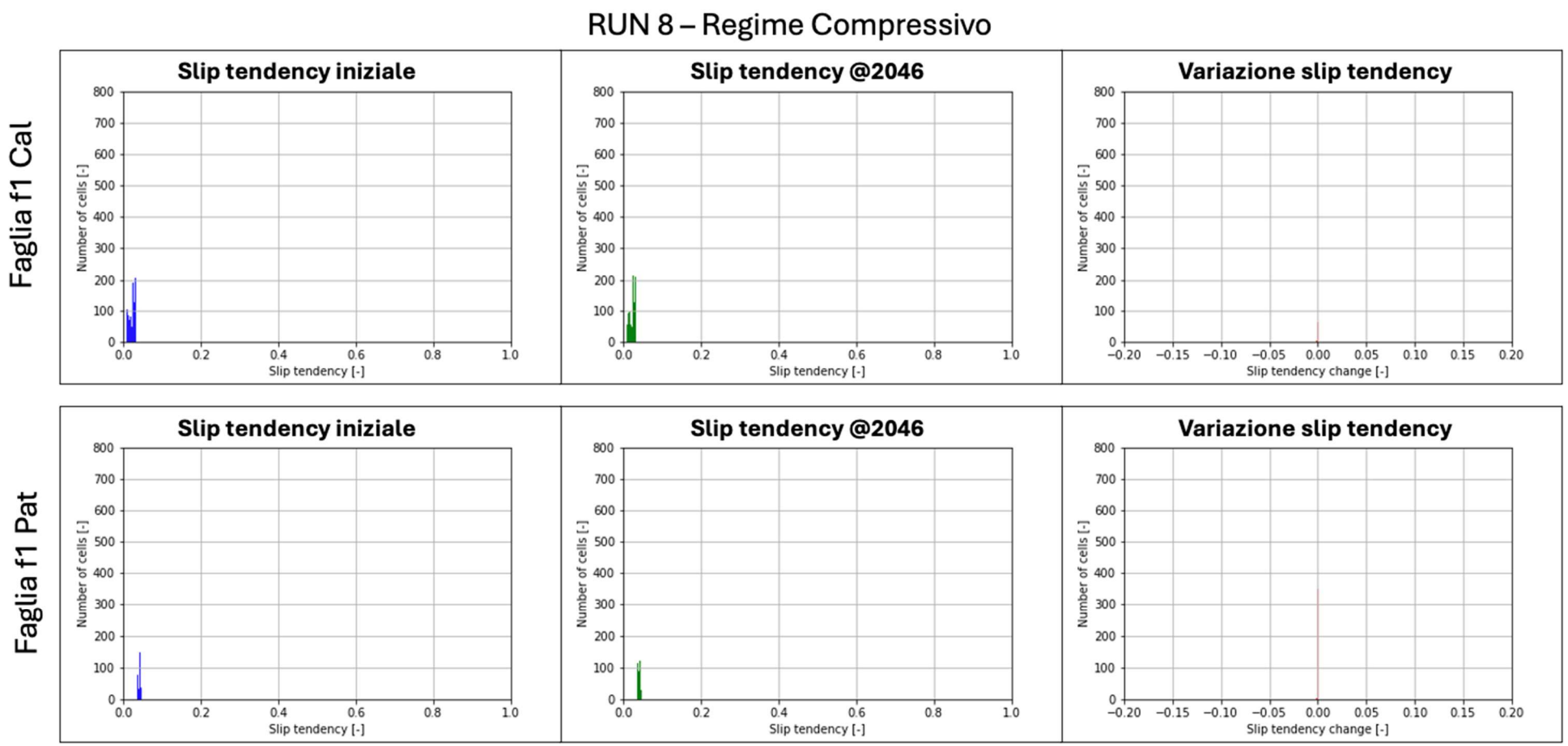


**Figura A 6:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime compressivo per il RUN 8.

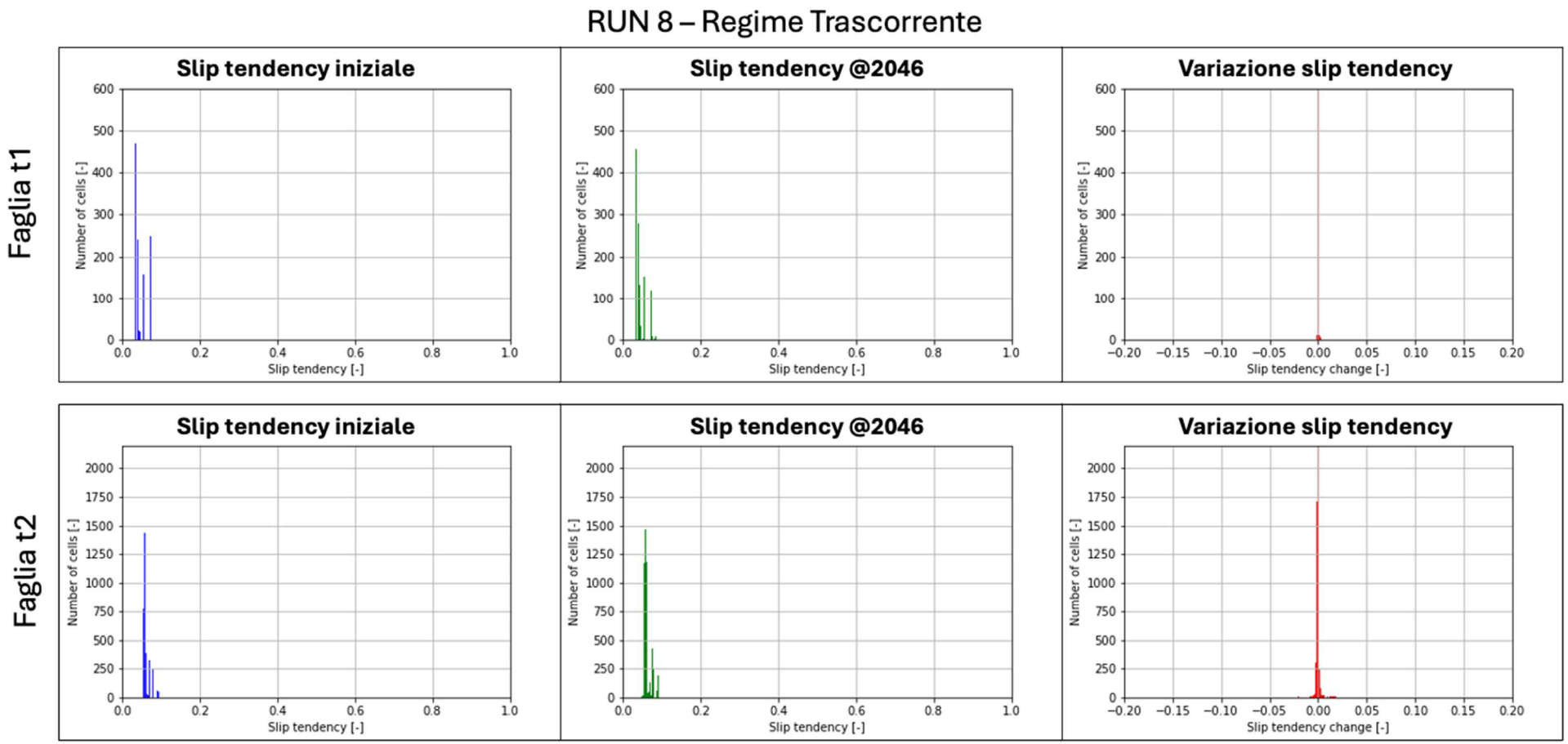


**Figura A 7:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime trascorrente per il RUN 8.

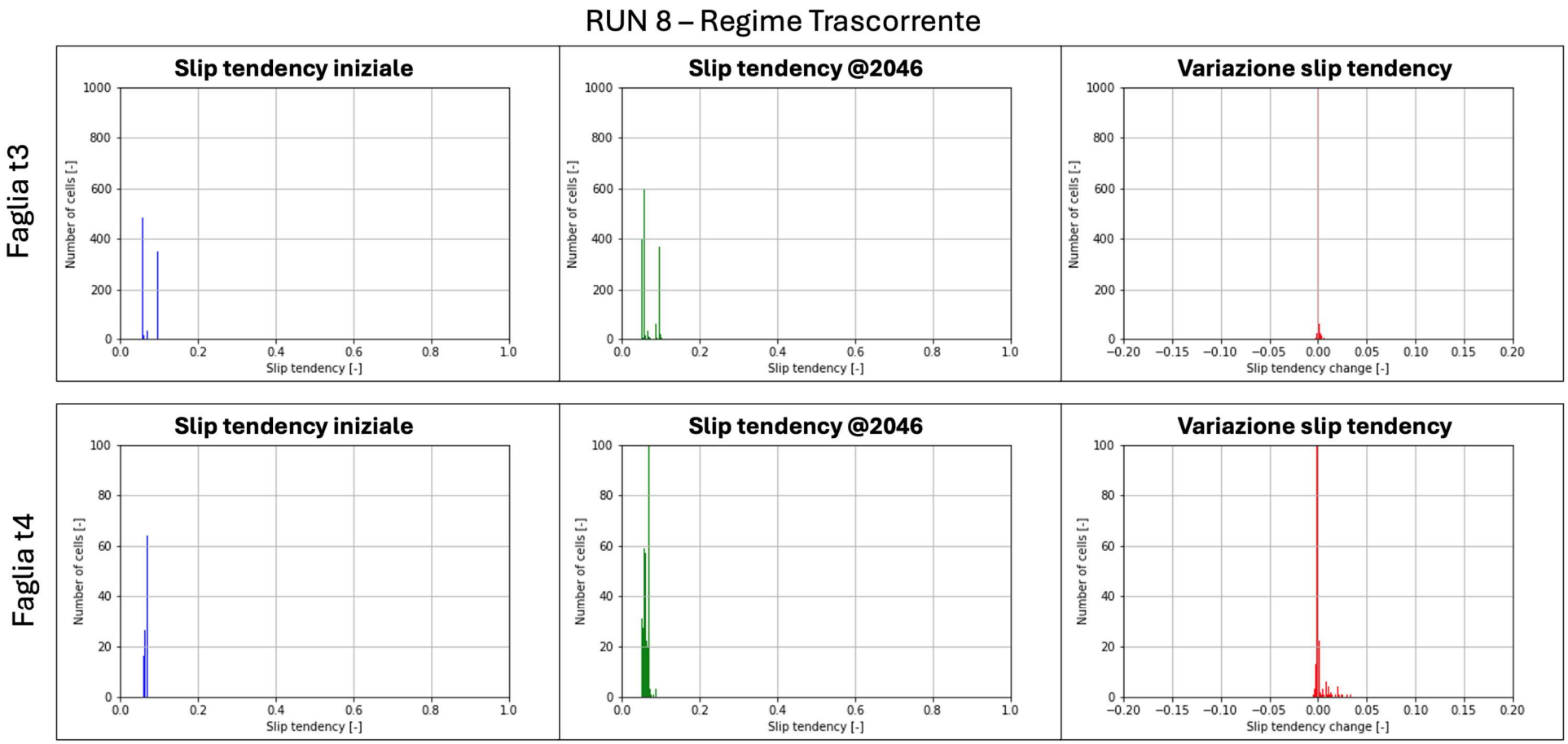


**Figura A 8:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime trascorrente per il RUN 8.

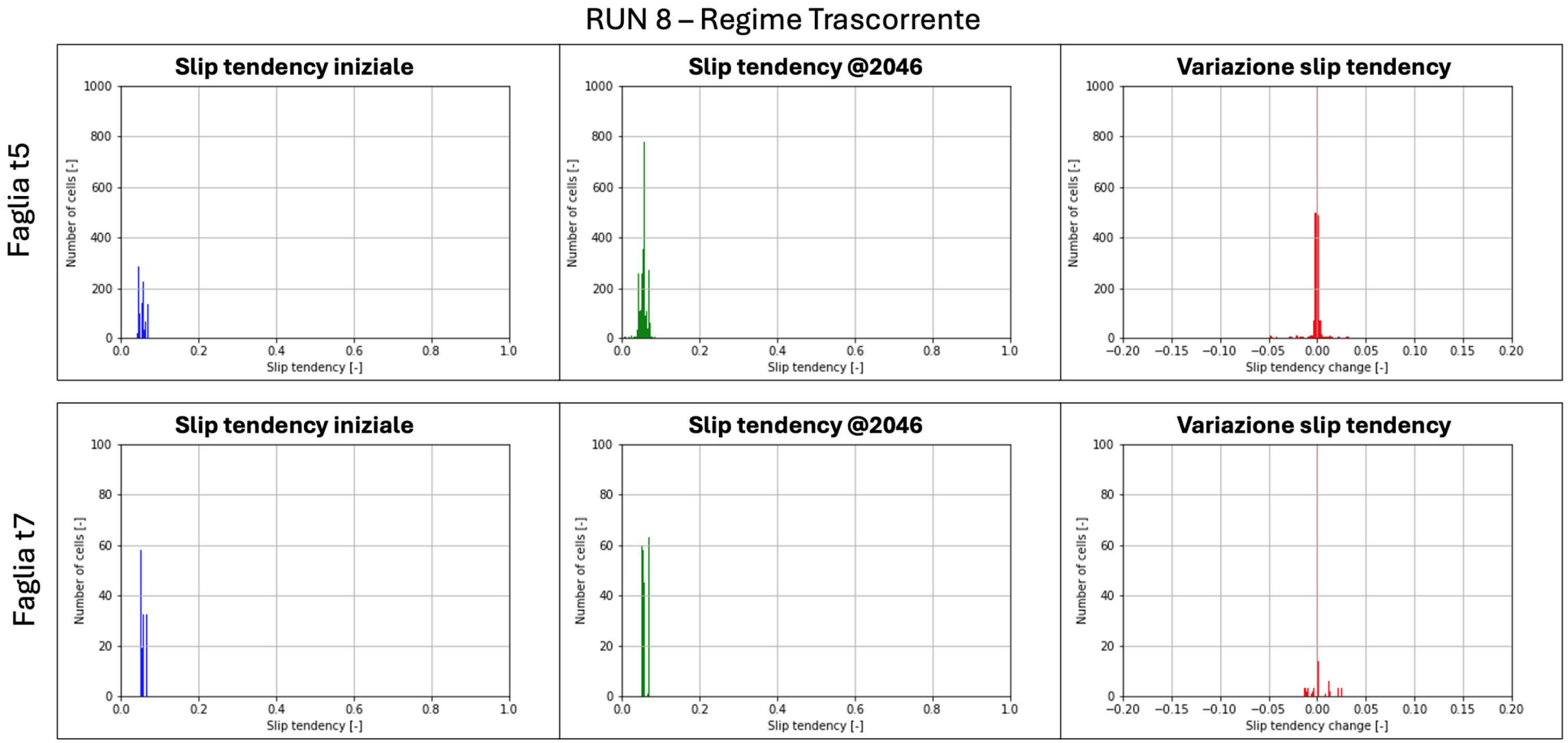


**Figura A 9:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime trascorrente per il RUN 8.

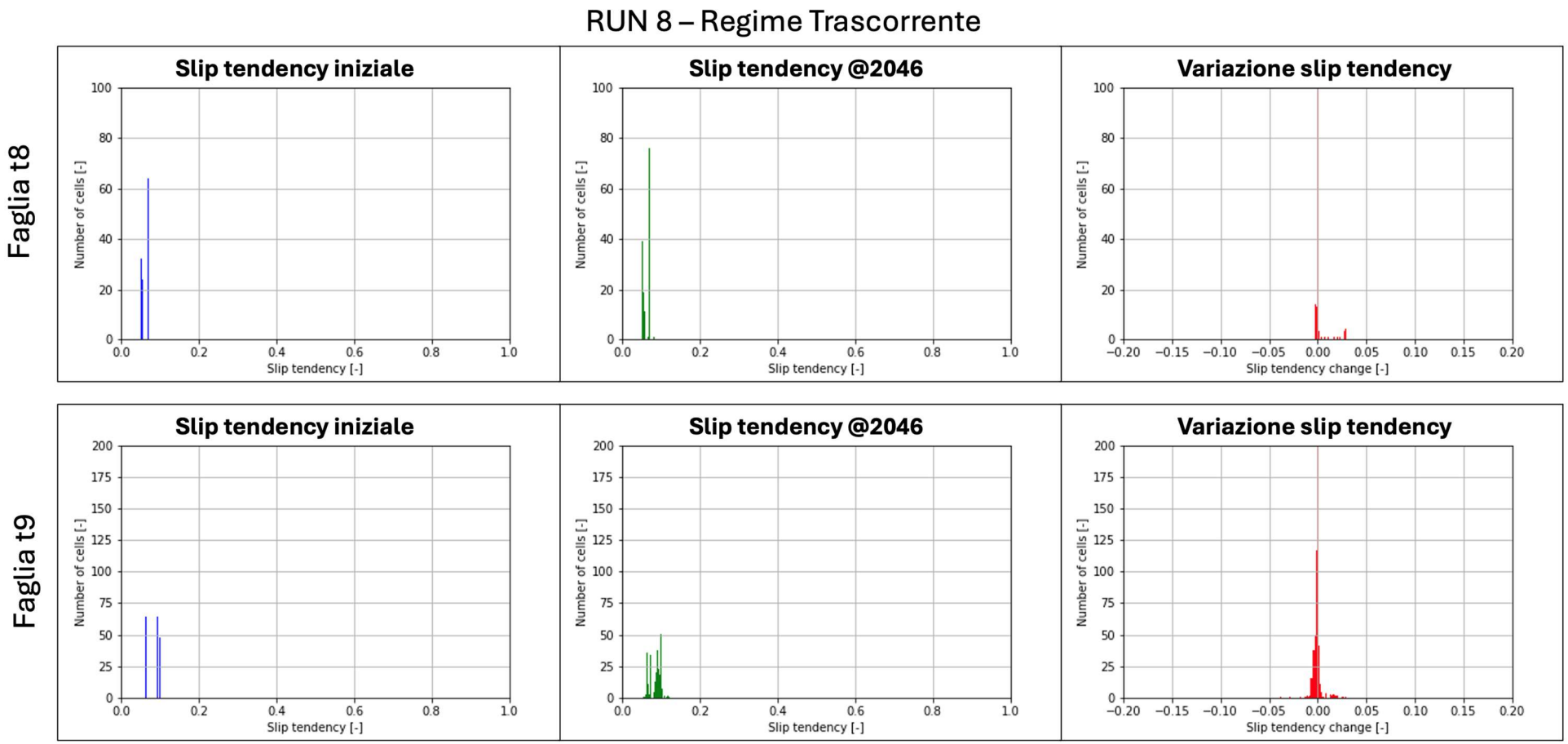


**Figura A 10:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime trascorrente per il RUN 8.

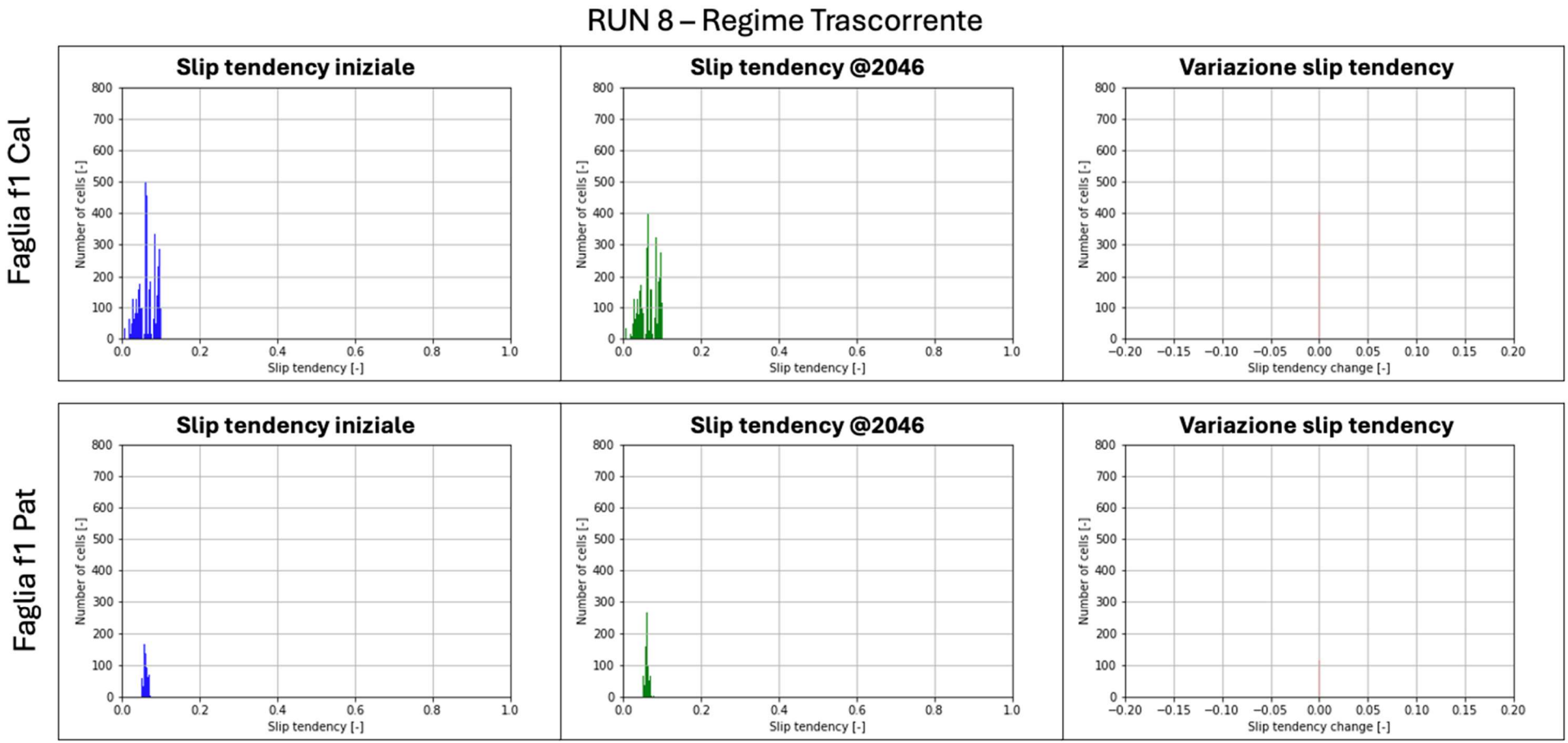


**Figura A 11:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime trascorrente per il RUN 8.

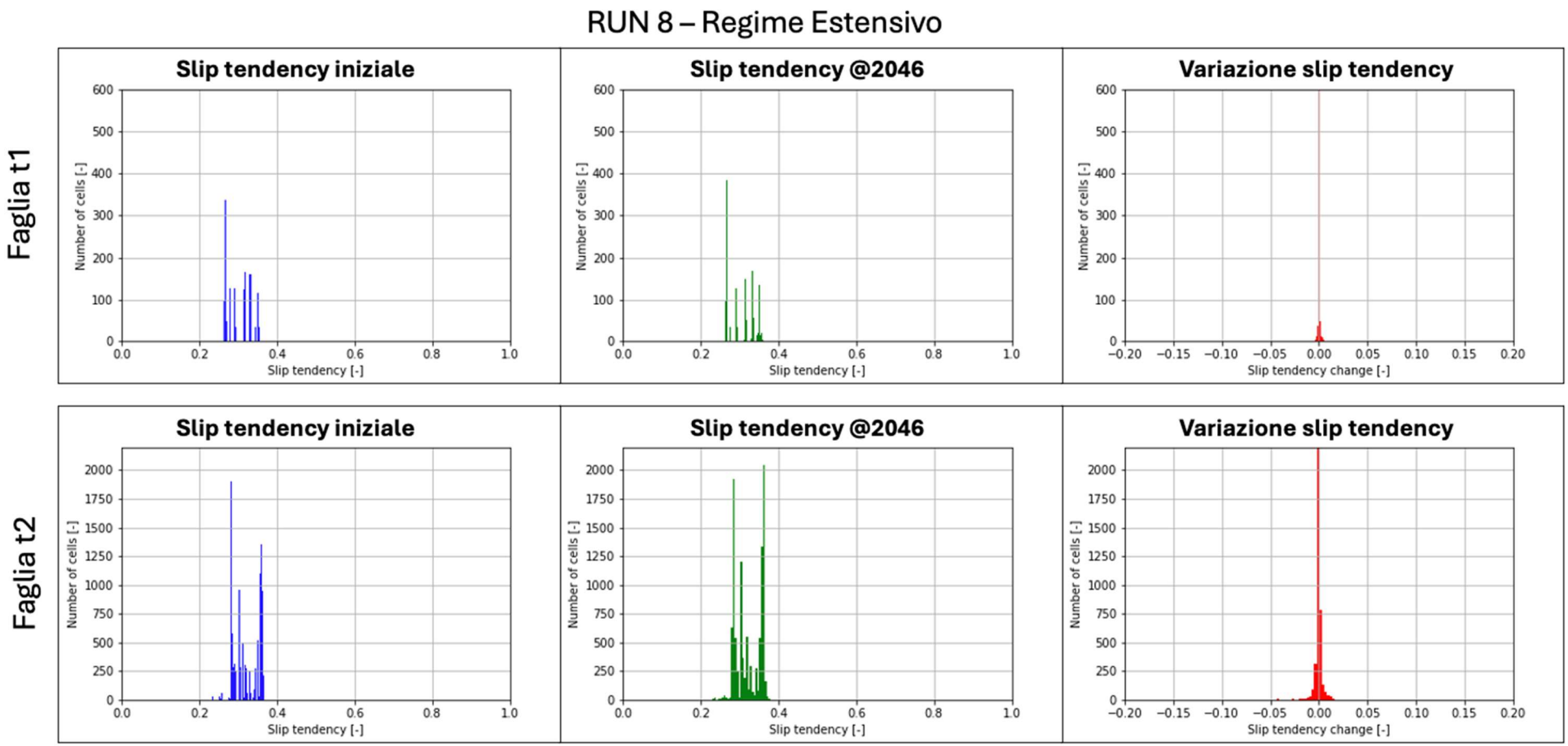


**Figura A 12:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime estensivo per il RUN 8.

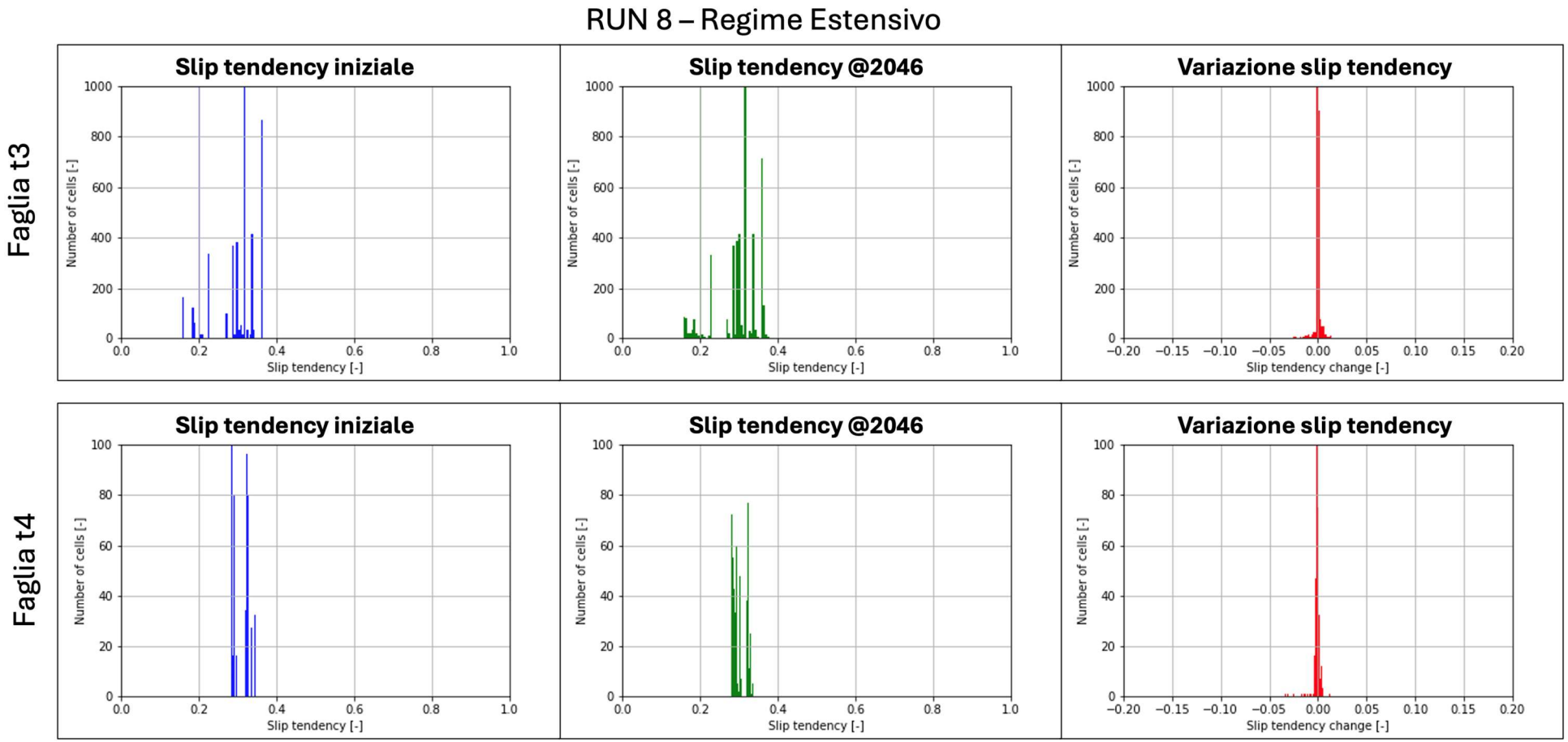


**Figura A 13:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime estensivo per il RUN 8.

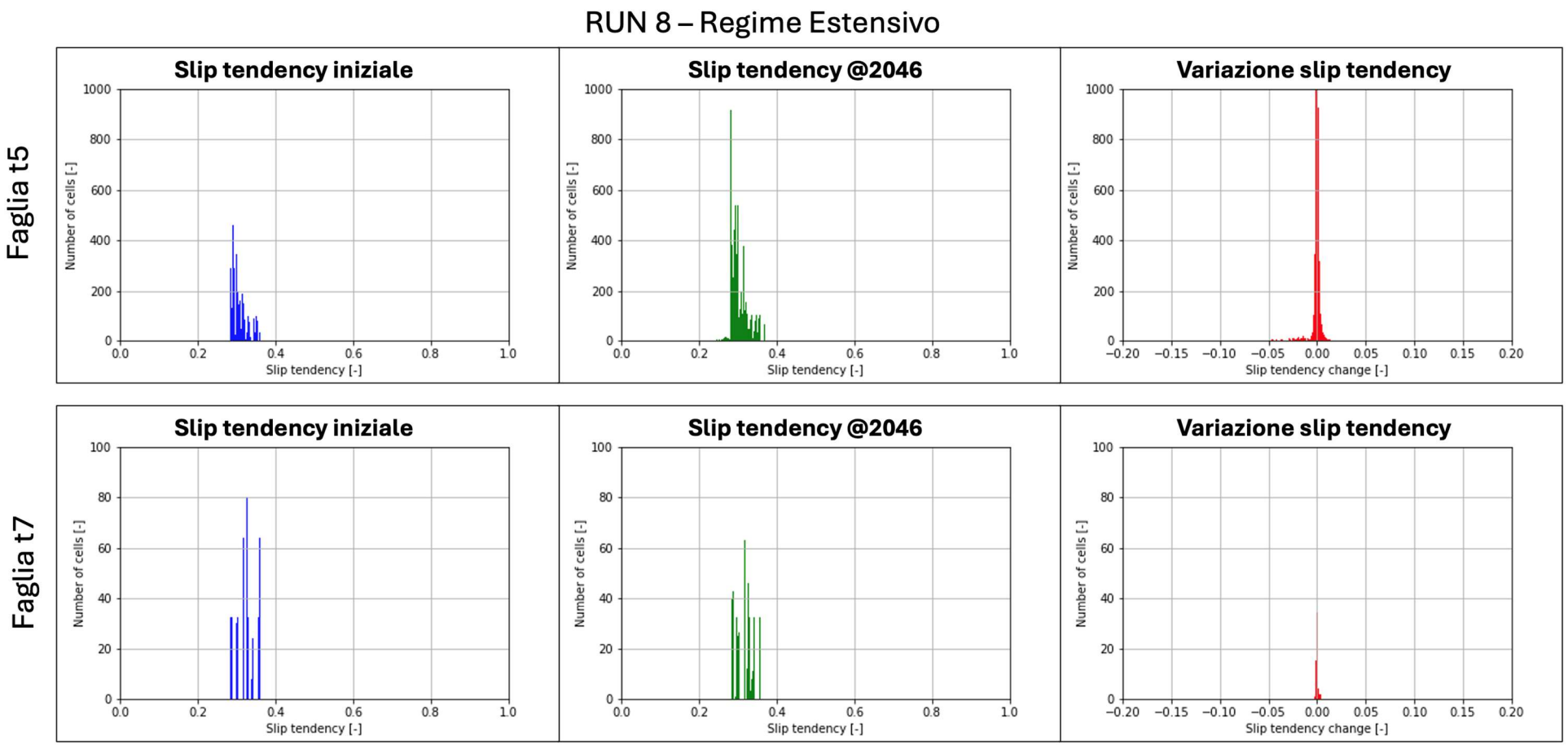


**Figura A 14:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime estensivo per il RUN 8.

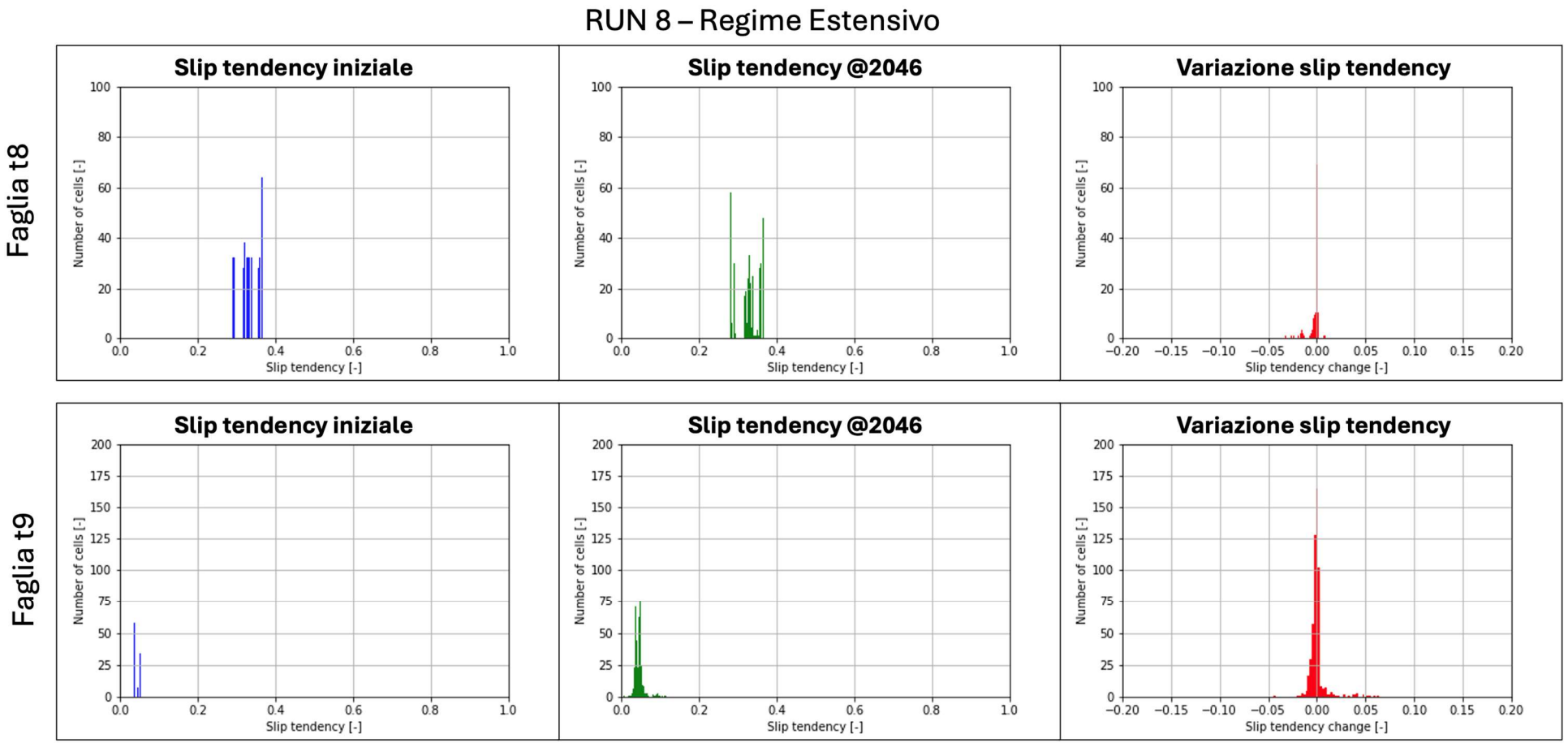


**Figura A 15:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime estensivo per il RUN 8.

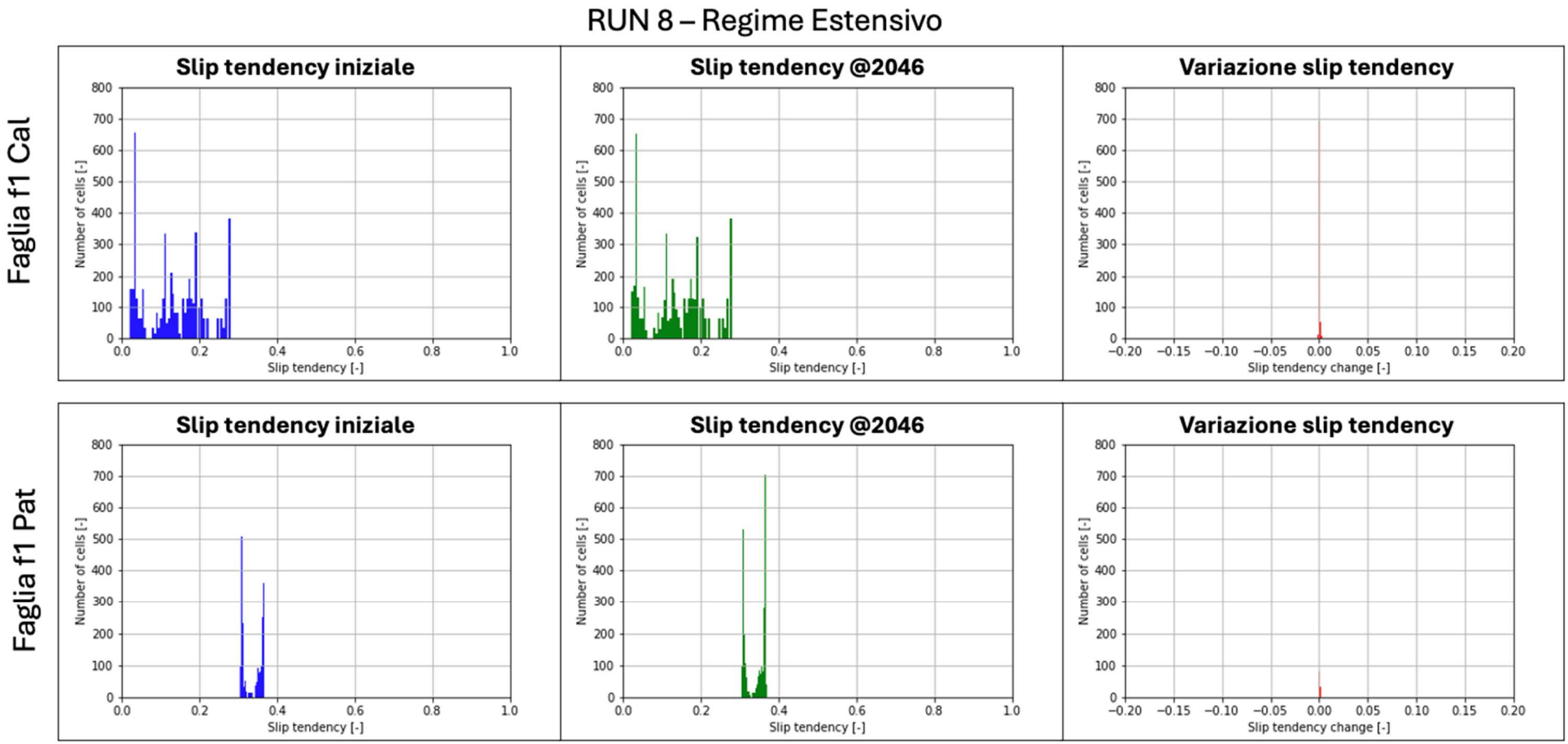


**Figura A 16:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime estensivo per il RUN 8.

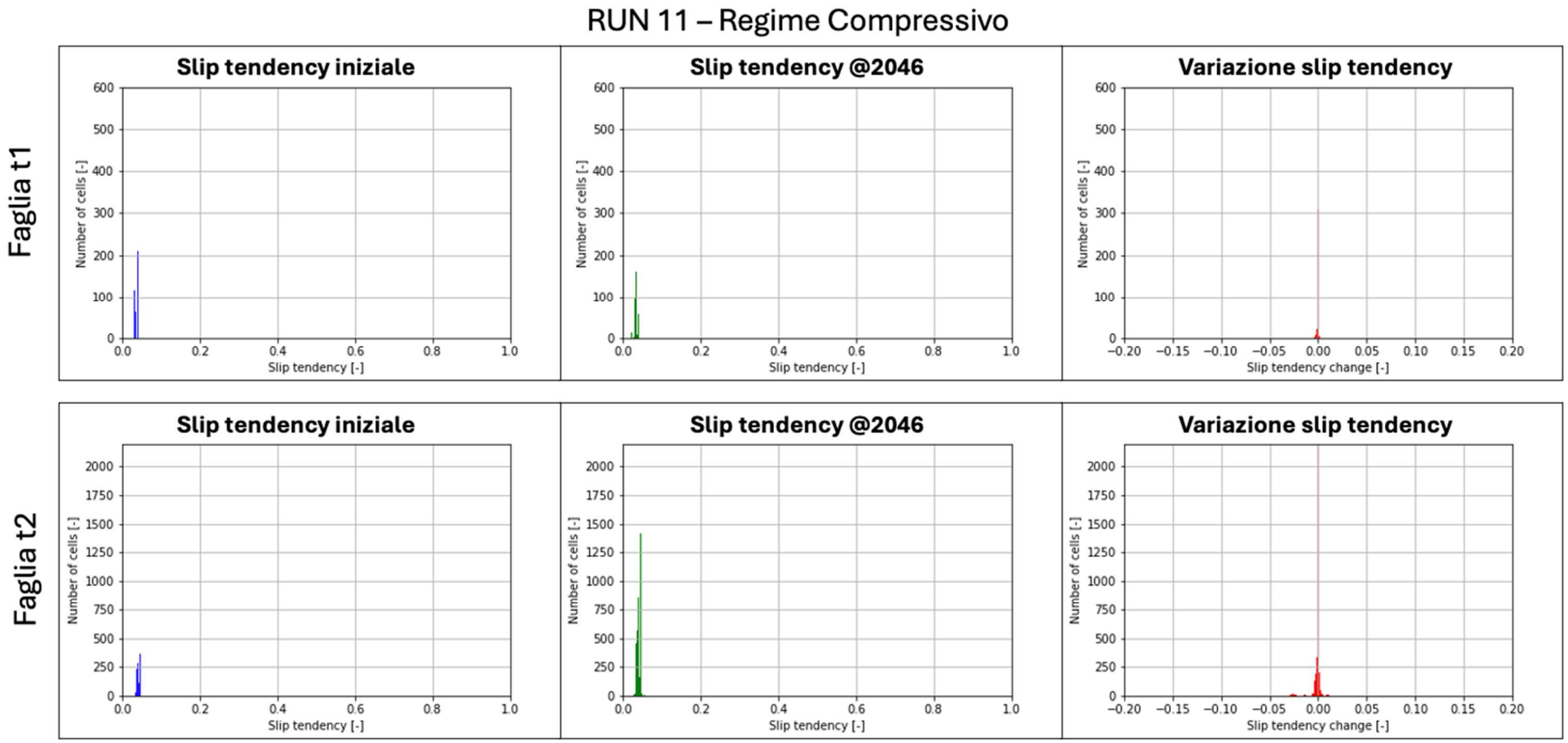


**Figura A 17:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime compressivo per il RUN 11.

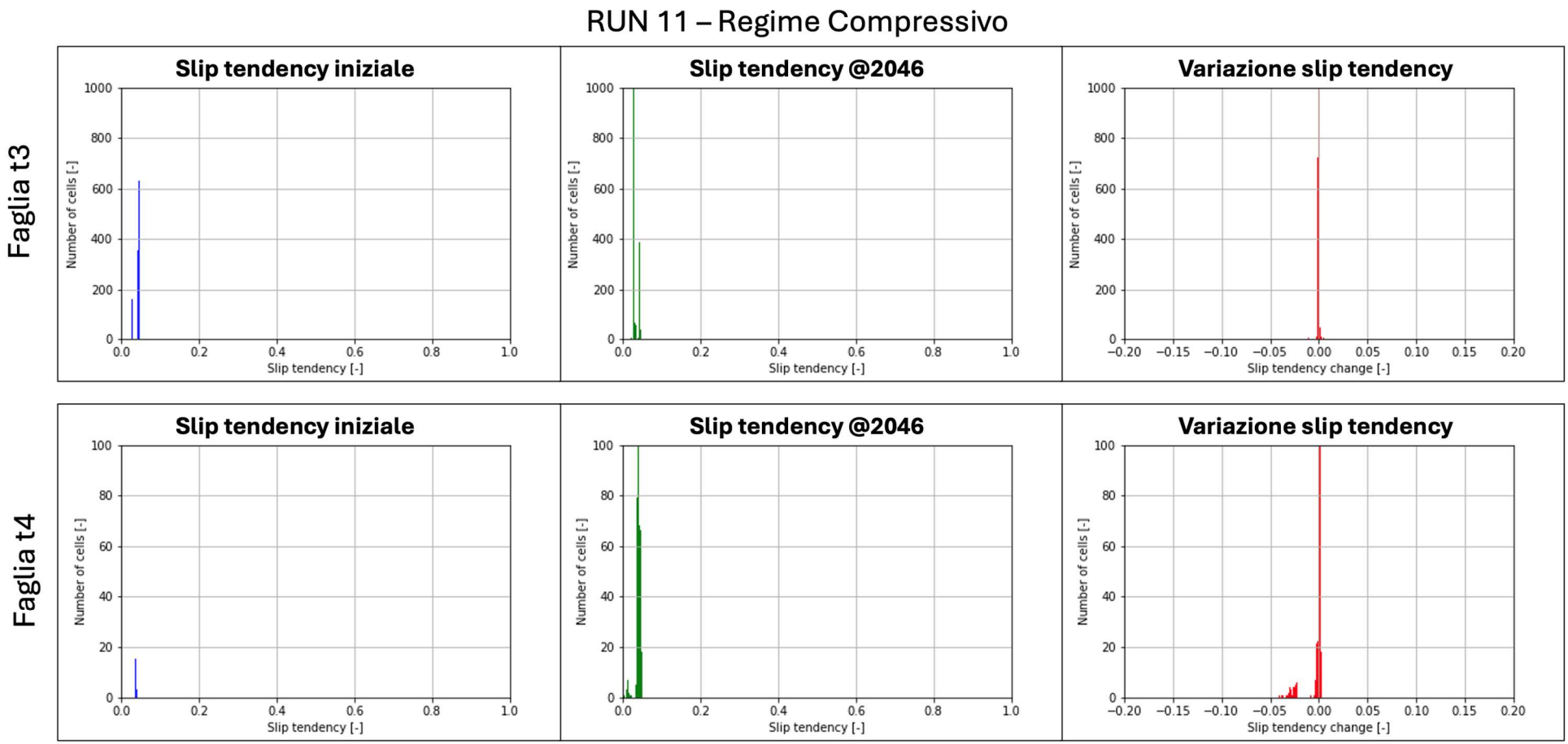


**Figura A 18:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime compressivo per il RUN 11.

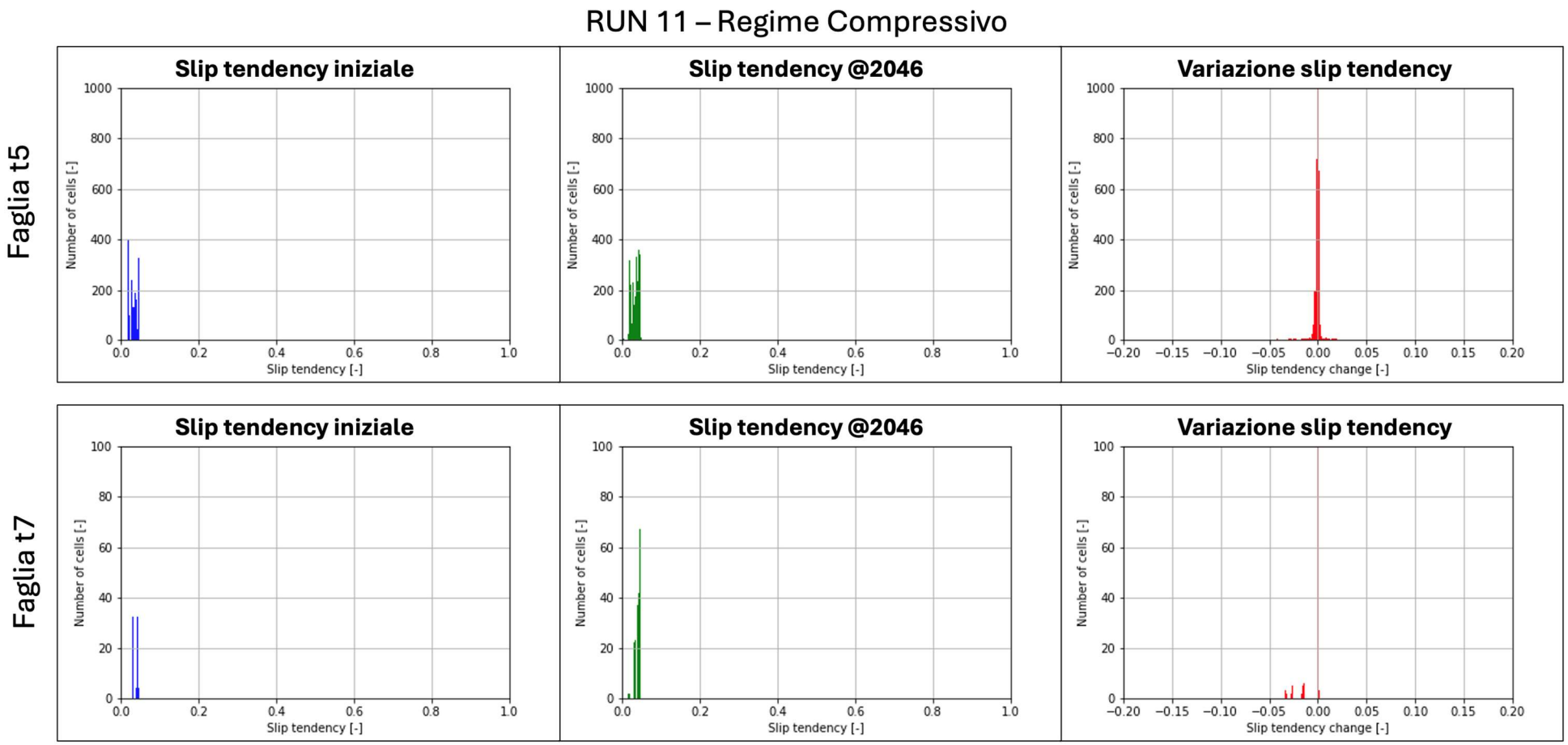


**Figura A 19:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime compressivo per il RUN 11.

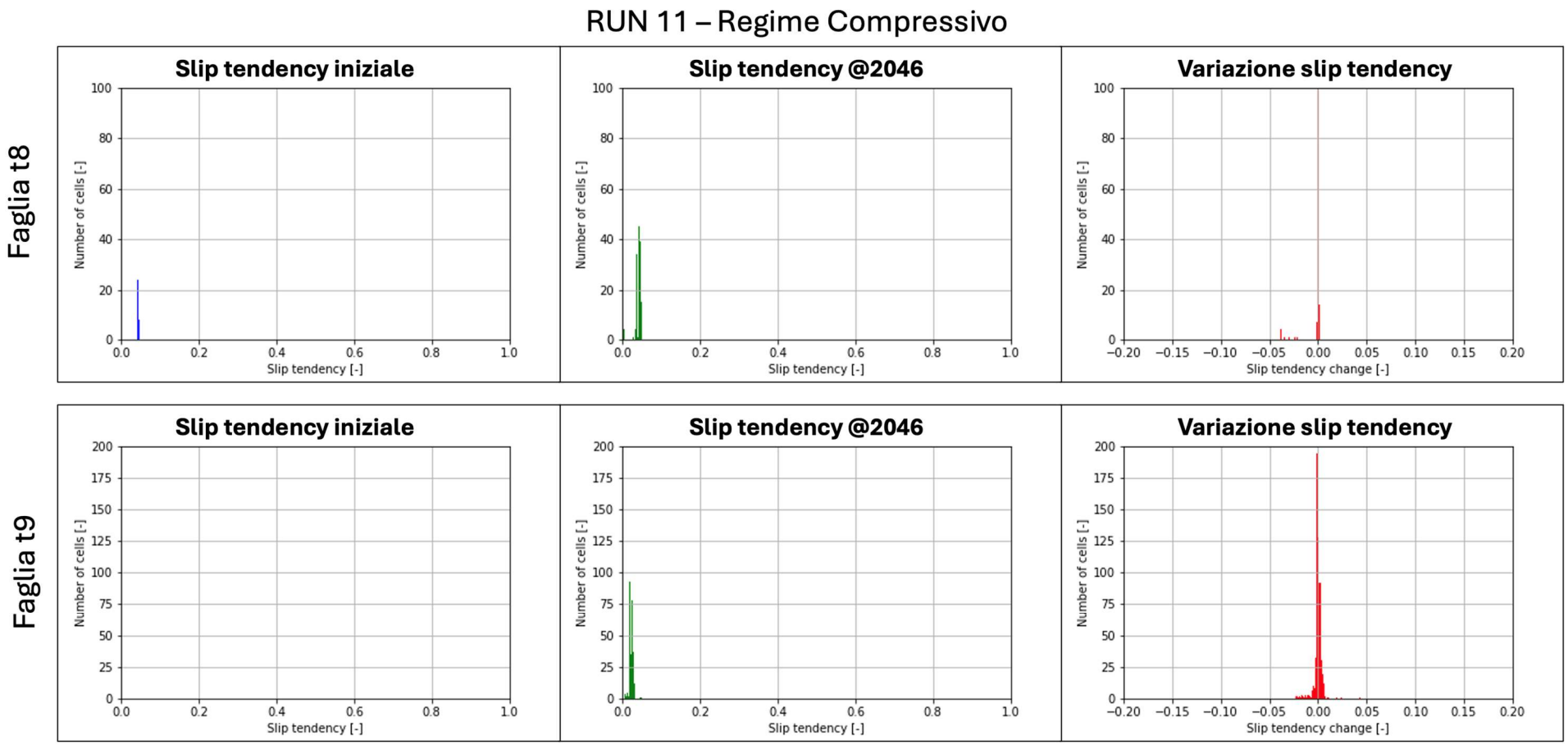


**Figura A 20:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime compressivo per il RUN 11.

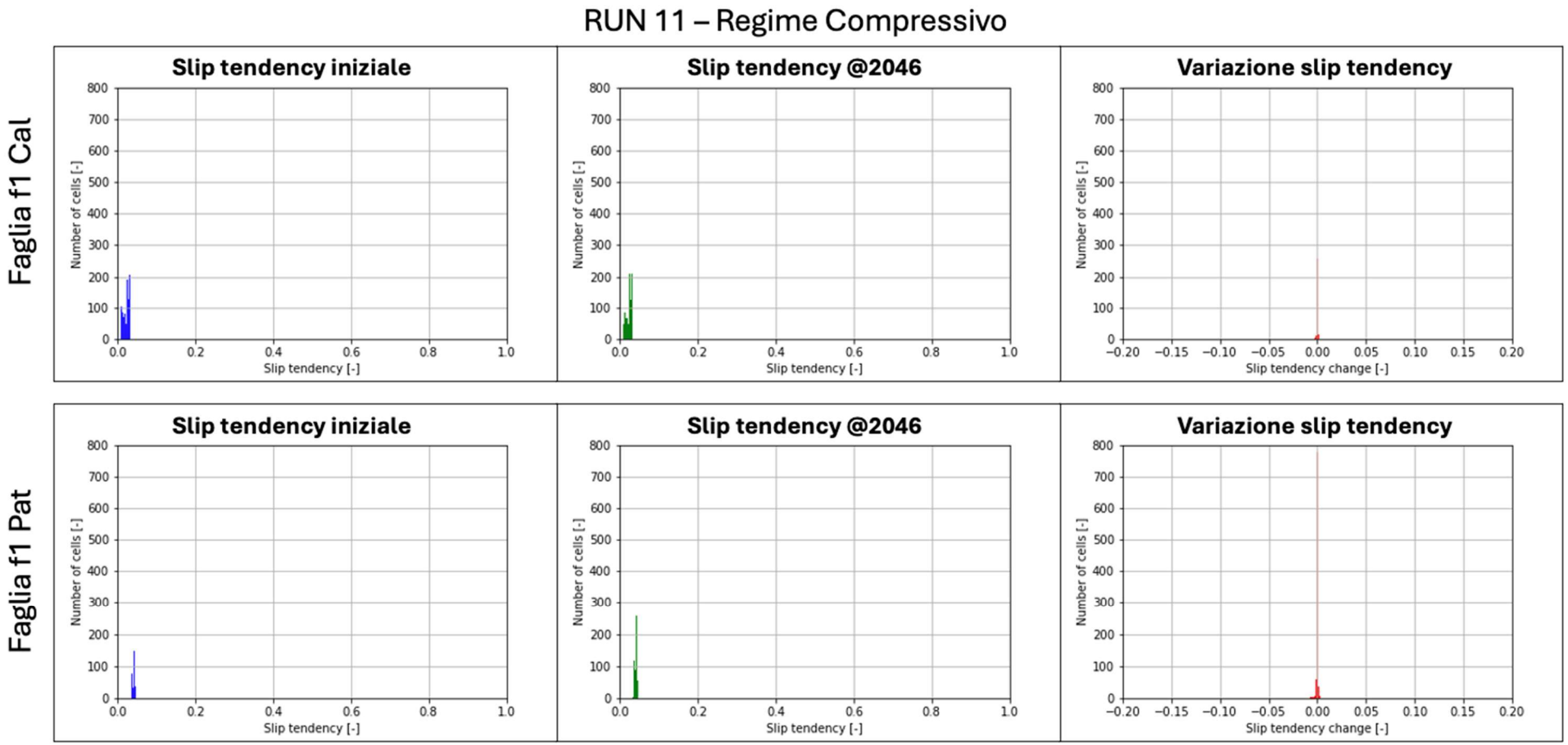


**Figura A 21:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime compressivo per il RUN 11.

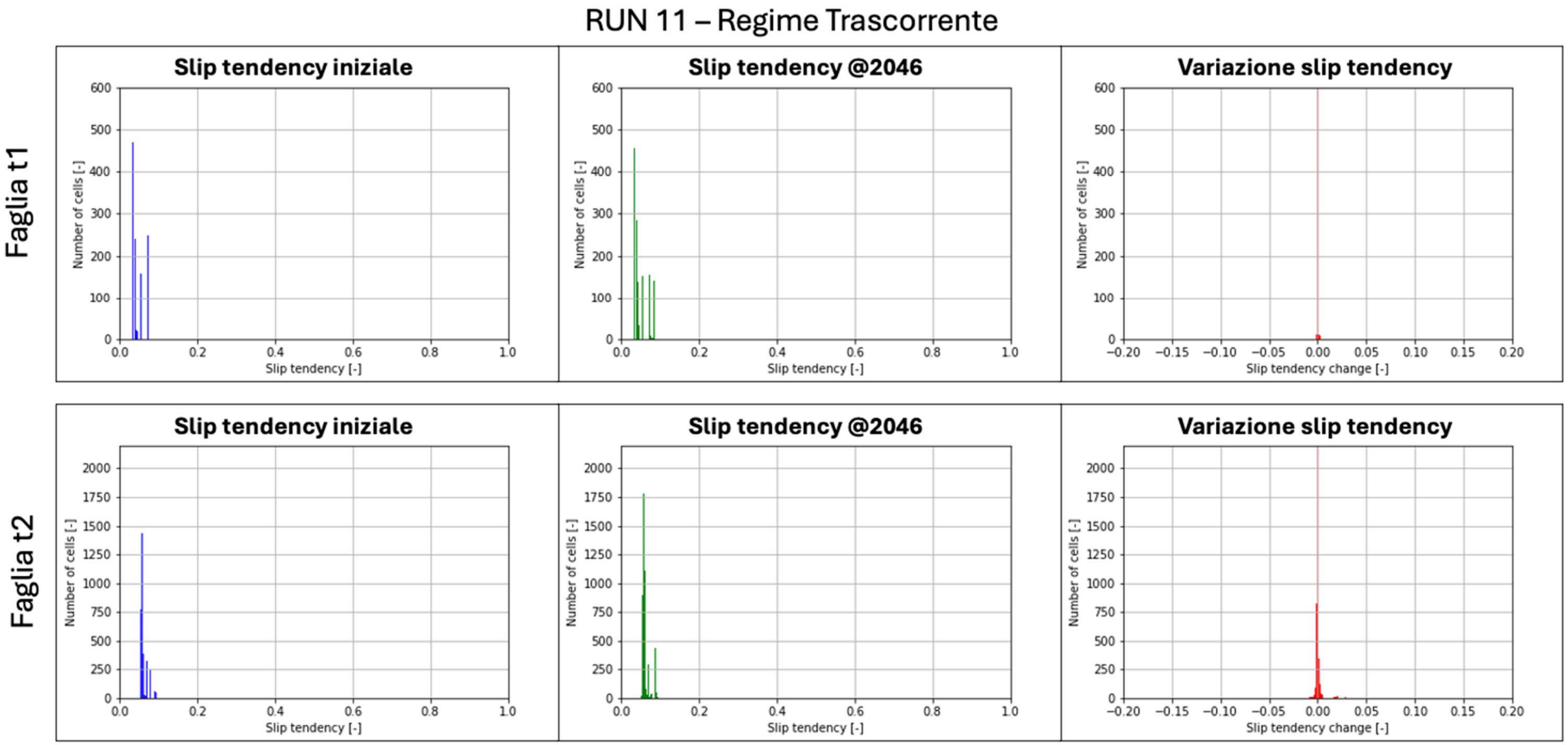


**Figura A 22:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime trascorrente per il RUN 11.

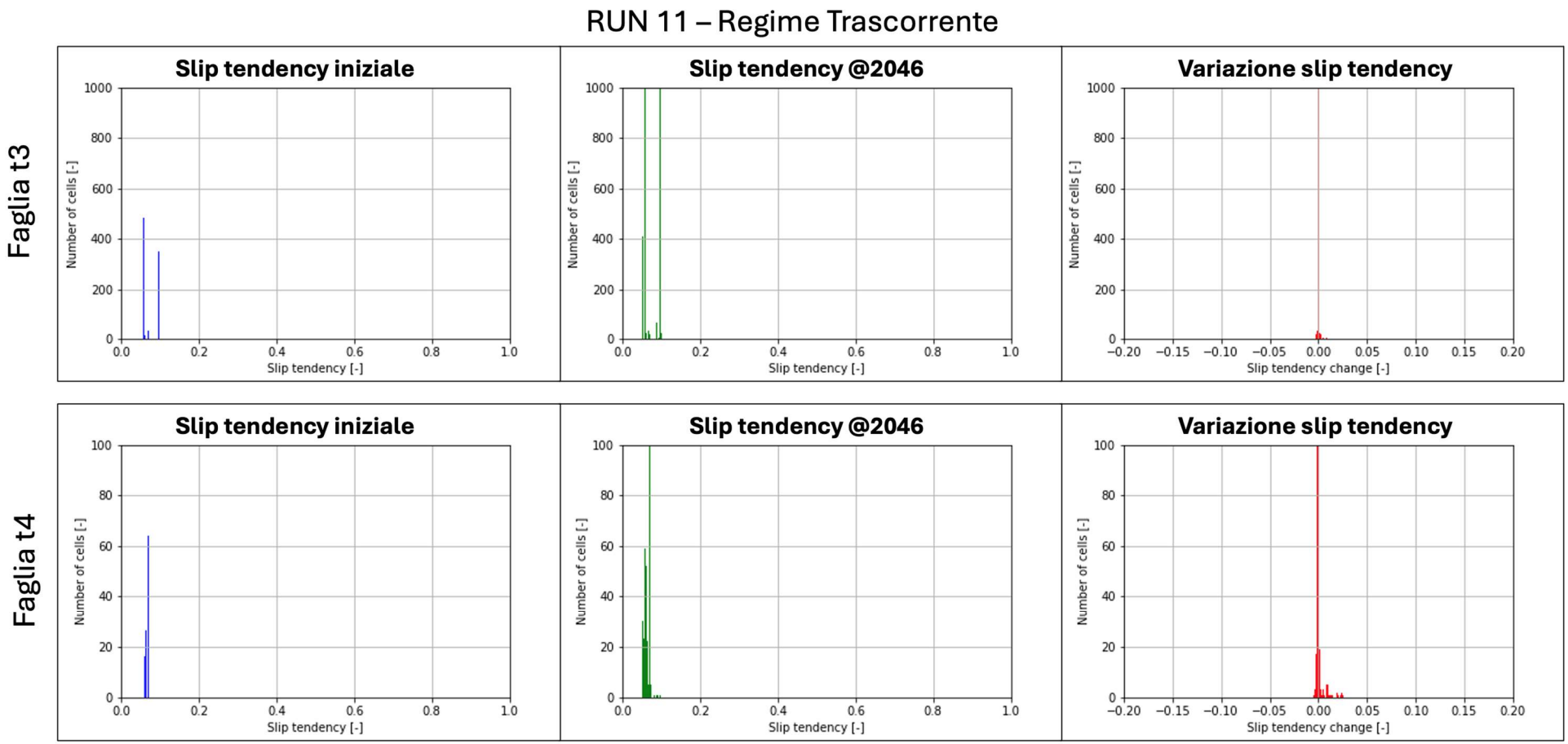


**Figura A 23:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime trascorrente per il RUN 11.

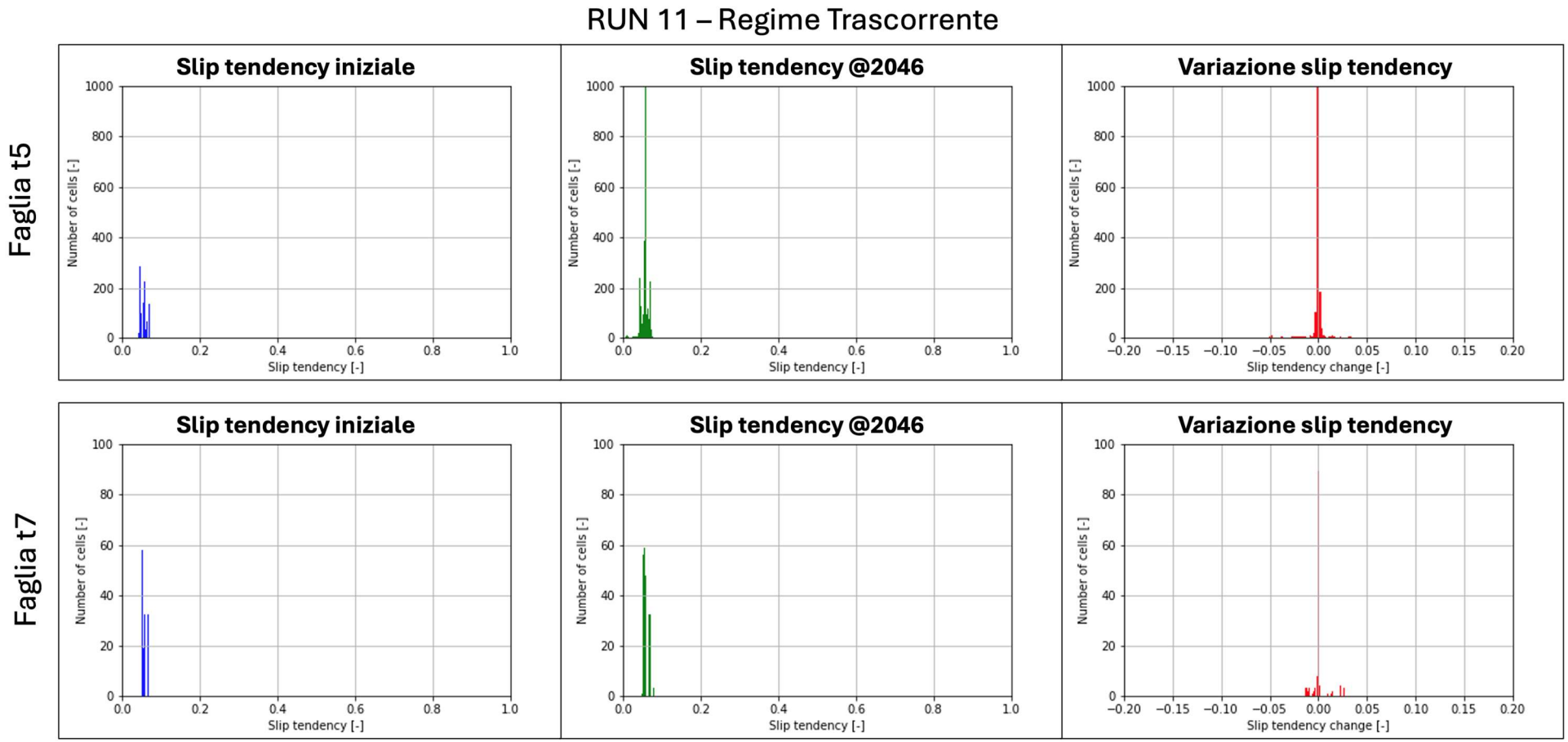


**Figura A 24:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime trascorrente per il RUN 11.

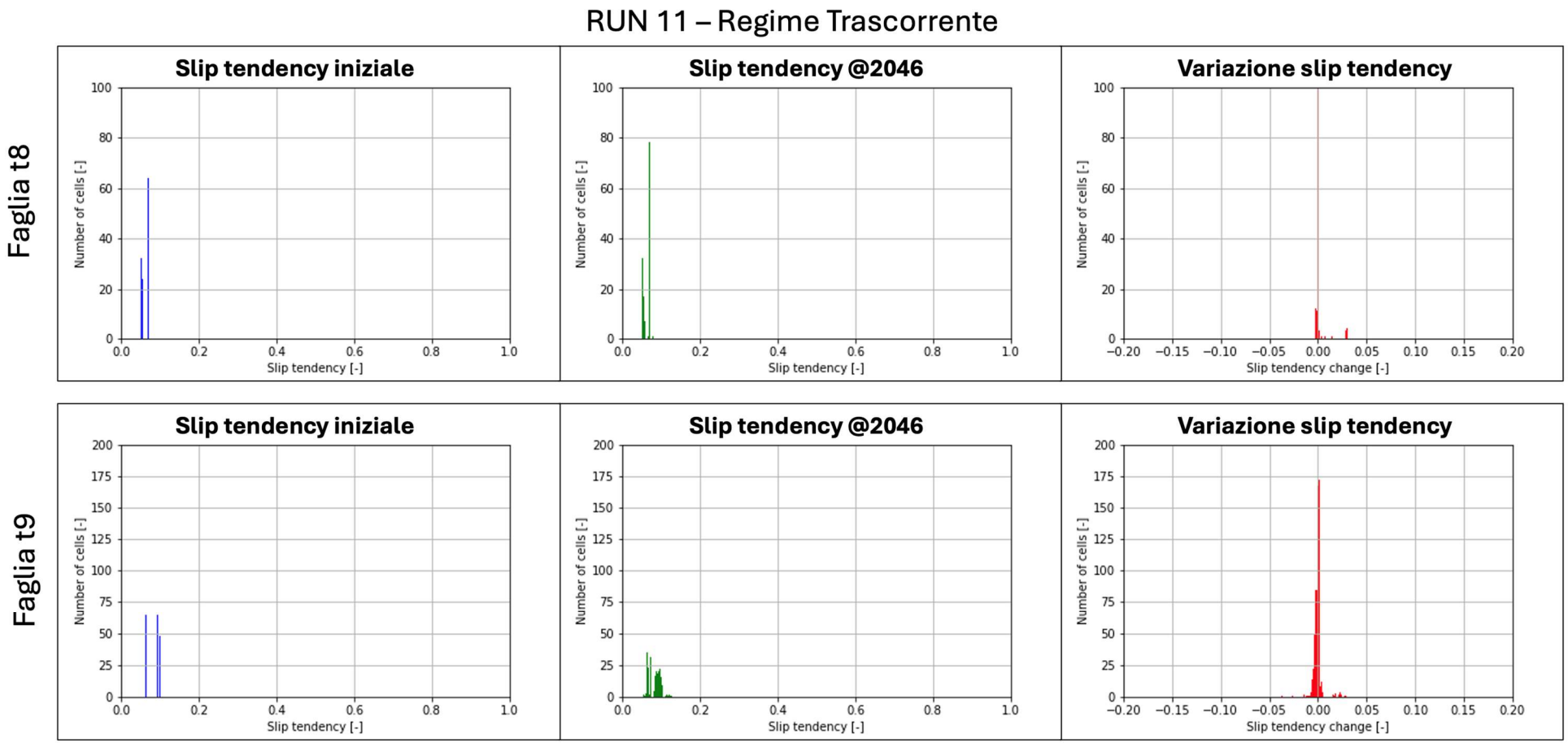


**Figura A 25:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime trascorrente per il RUN 11.

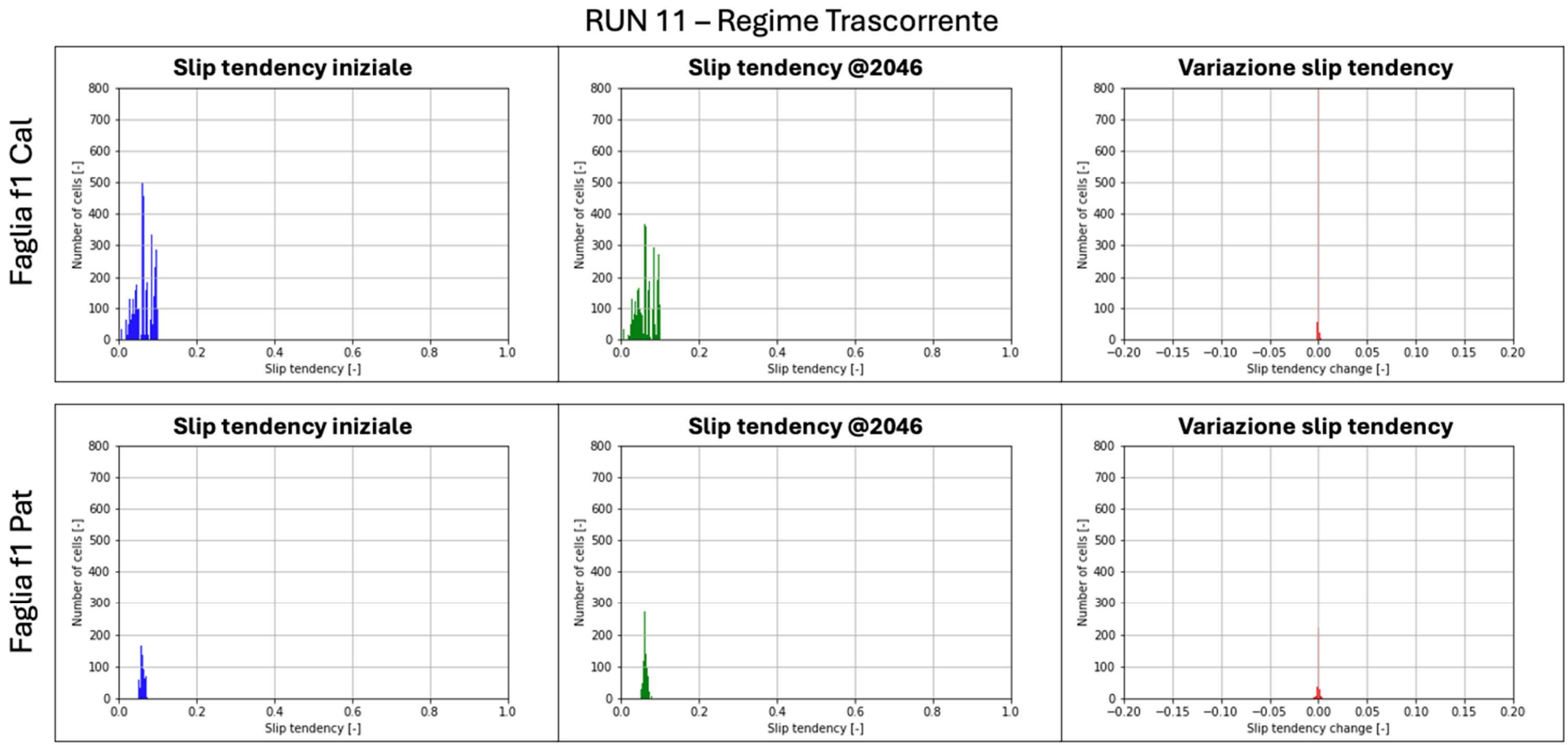


**Figura A 26:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime trascorrente per il RUN 11.

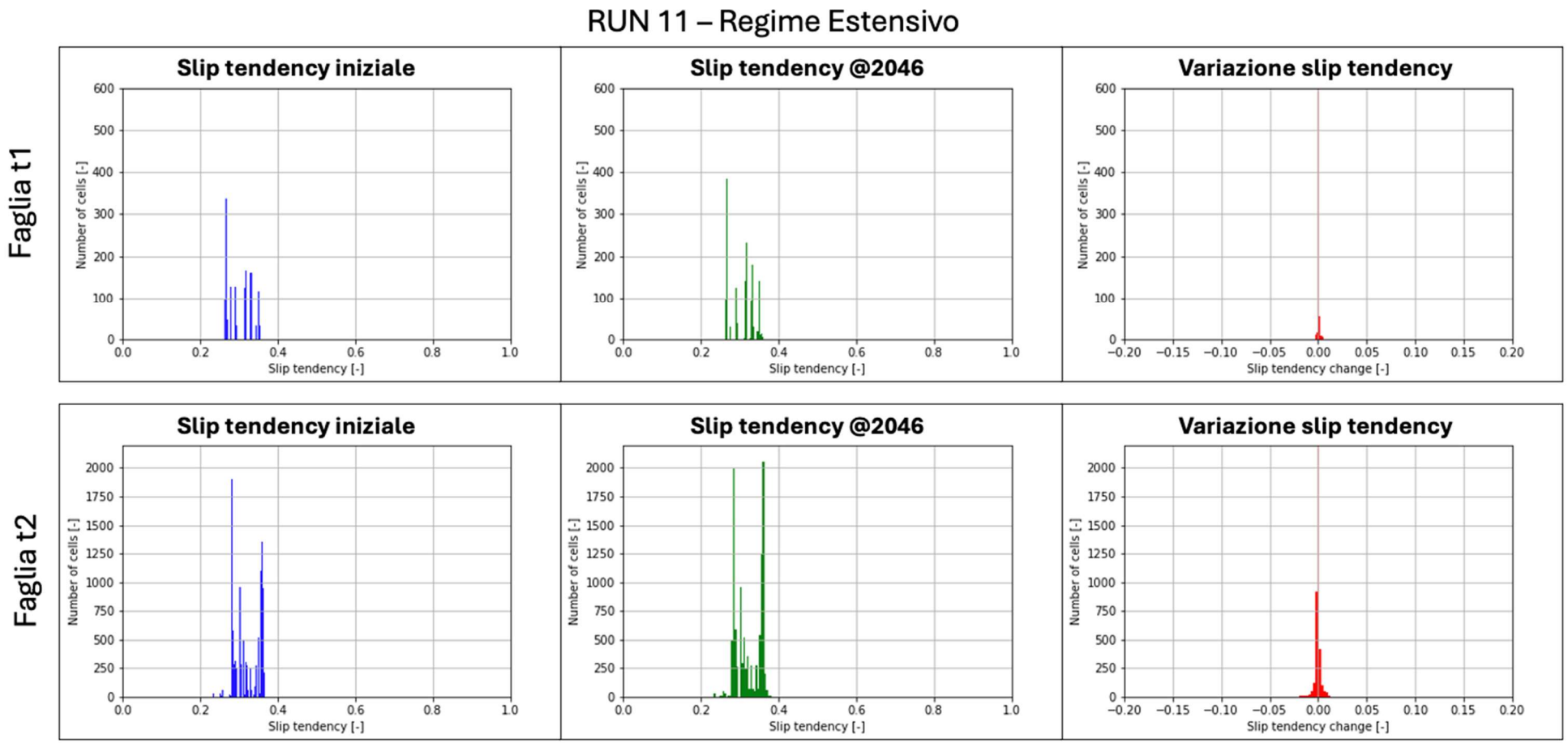


**Figura A 27:** analisi di slip tendency per le faglie t1 e t2 con regime estensivo per il RUN 11.

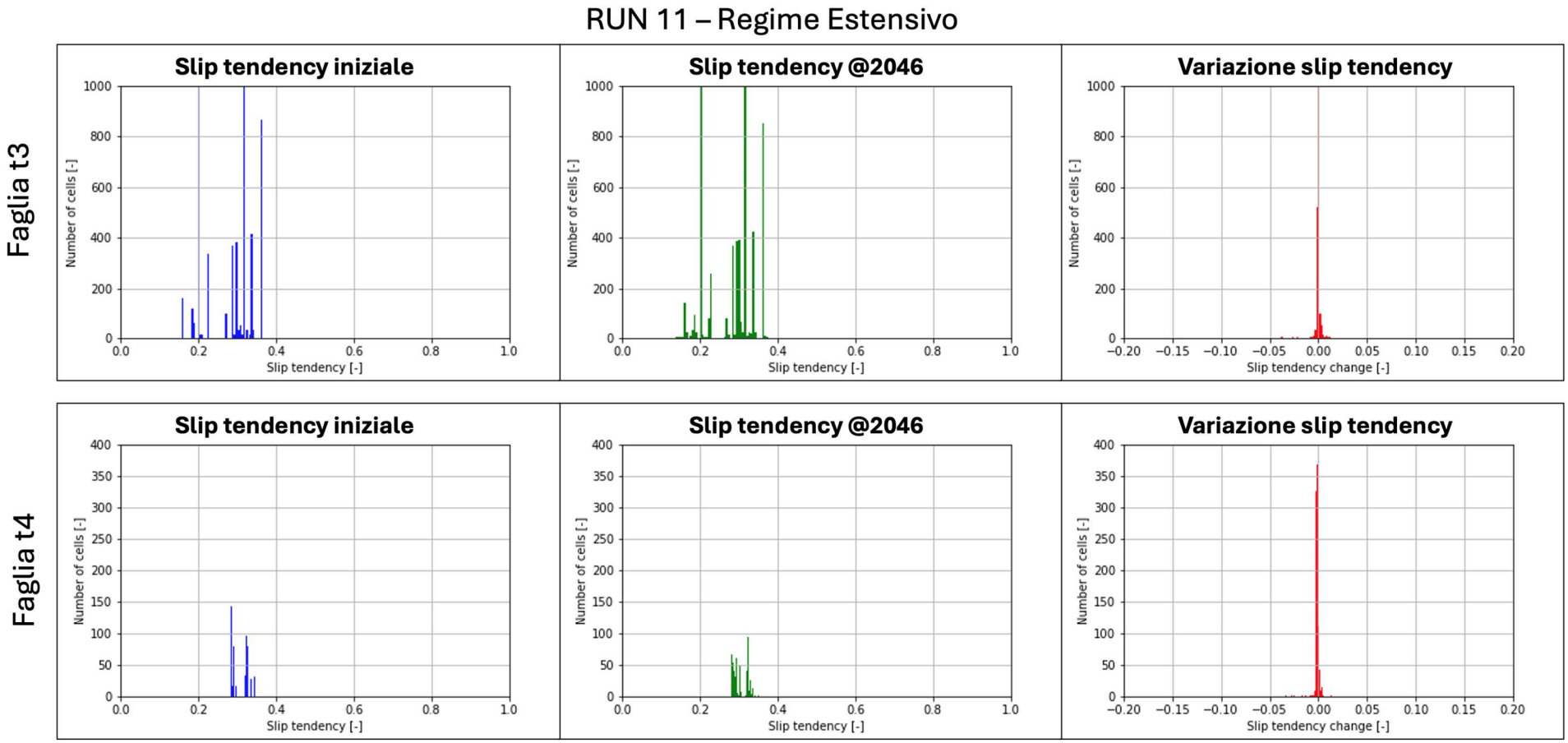


**Figura A 28:** analisi di slip tendency per le faglie t3 e t4 con regime estensivo per il RUN 11.

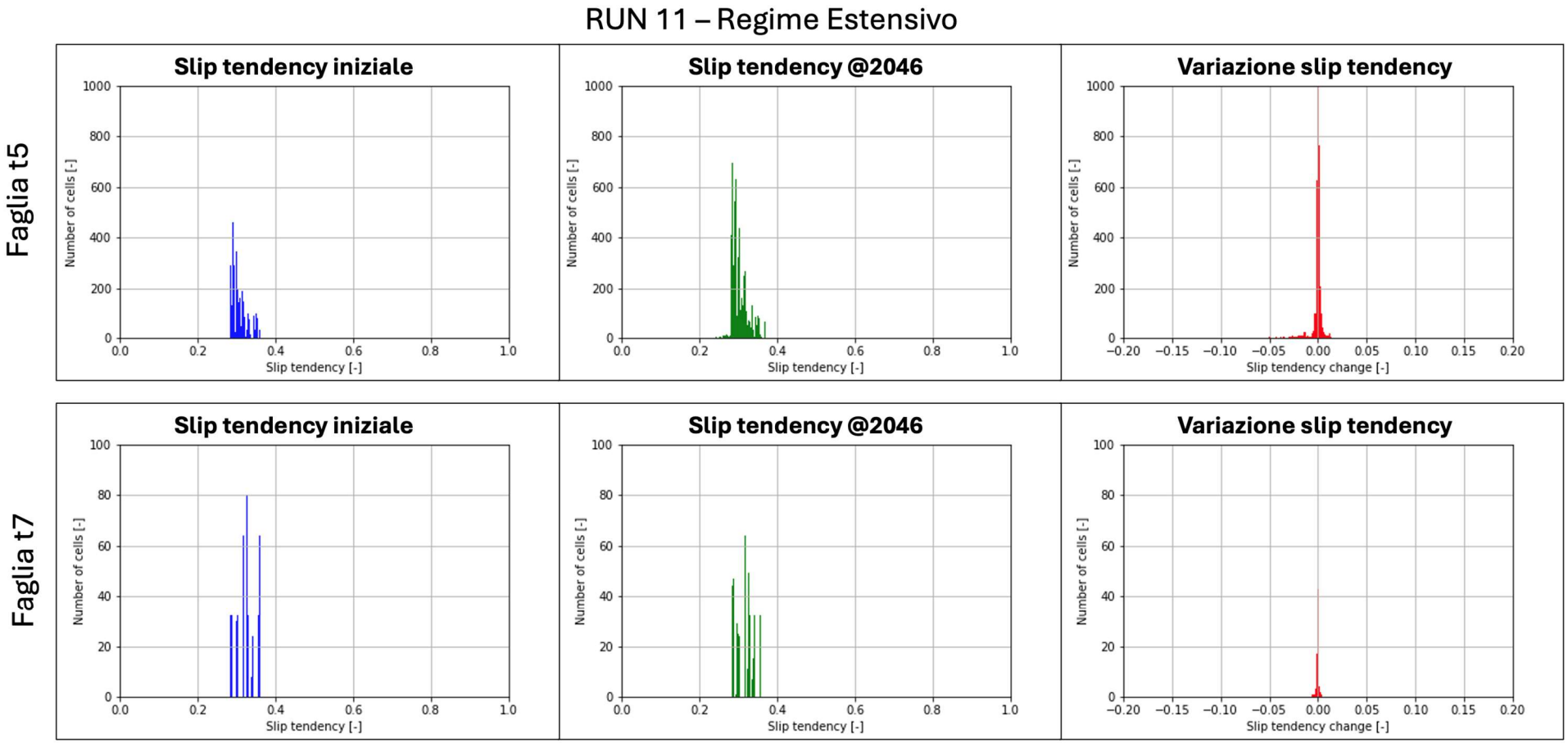


**Figura A 29:** analisi di slip tendency per le faglie t5 e t7 con regime estensivo per il RUN 11.

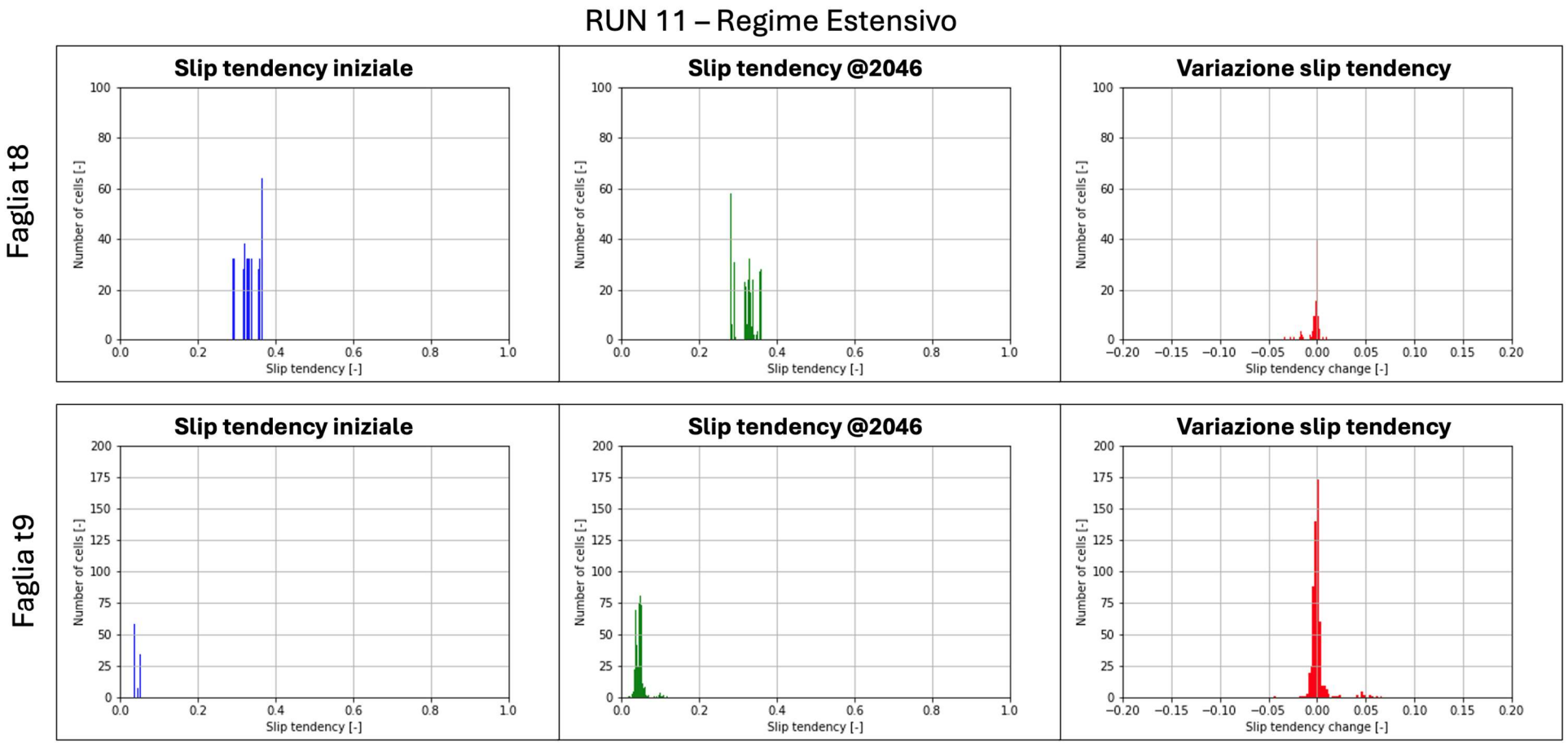


**Figura A 30:** analisi di slip tendency per le faglie t8 e t9 con regime estensivo per il RUN 11.

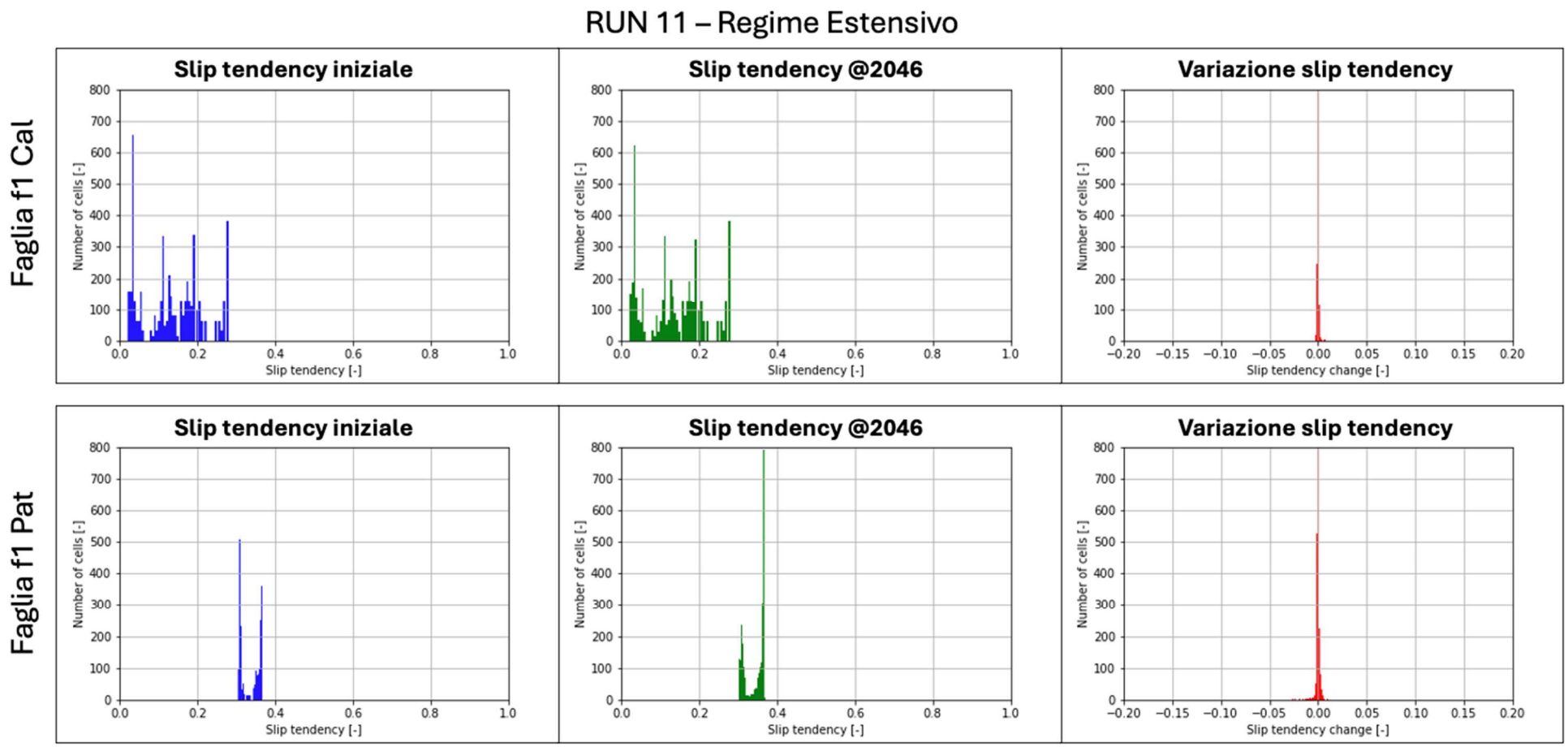


**Figura A 31:** analisi di slip tendency per le faglie f1 Cal e f1 Pat con regime estensivo per il RUN 11.