



POLITECNICO DI MILANO  
DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA STRUTTURALE  
20133 MILANO – P.ZA LEONARDO DA VINCI, 32

Cod. Fiscale 80057930150  
P. IVA 04376620151

**Sede di Milano**

accettazione materiale:

Via Celoria, 3

Tel.: 02 2399 4210

Fax : 02 2399 4211

**Sede di Lecco**

C.so Promessi Sposi, 29

Tel.: 0341 48 8793

Fax: 0341 48 8771

# Modellazione numerica del comportamento meccanico del sistema di ancoraggio TFEG in terreni granulari

*Relazione Tecnica*

*Settembre 2011*

**Responsabile Unico del Procedimento:** *Prof. Ing. Claudio di Prisco*

**Collaboratore alla Ricerca:** *Dott. Ing. Federico Pisanò*



# Indice

<b>1</b>	<b>Introduzione</b>	<b>4</b>
<b>2</b>	<b>Definizione del modello a Elementi Finiti</b>	<b>5</b>
2.1	Definizione della geometria . . . . .	5
2.2	Discretizzazione ad Elementi Finiti del dominio spaziale . . . . .	6
2.3	Assegnazione delle proprietà dei materiali . . . . .	9
2.3.1	Terreno . . . . .	9
2.3.2	Fusto del tirante . . . . .	9
2.3.3	Manicotti TFEG . . . . .	9
2.3.4	Guaina protettiva . . . . .	10
2.3.5	Interfaccia tirante/guaina . . . . .	10
2.4	Imposizione dei vincoli e dei carichi . . . . .	10
2.5	Step di carico per la simulazione delle prove di tiro . . . . .	10
<b>3</b>	<b>Interazione terreno-TFEG in prove di tiro</b>	<b>15</b>
3.1	Calibrazione dei parametri costitutivi . . . . .	15
3.1.1	Variazione del modulo di Young con la profondità . . . . .	15
3.1.2	Proprietà dell'interfaccia acciaio-terreno . . . . .	16
3.1.3	Elenco dei parametri . . . . .	17
3.2	Analisi dei risultati . . . . .	18
<b>4</b>	<b>Analisi strutturale dei manicotti estrusi</b>	<b>25</b>
<b>5</b>	<b>Analisi parametriche</b>	<b>32</b>
5.1	Influenza della profondità sulla capacità portante . . . . .	32
5.2	Confronto tra modelli “con sovraccarico” e “in dimensione reale” . . . . .	35
5.3	Influenza delle proprietà meccaniche del terreno . . . . .	37
<b>6</b>	<b>Conclusioni</b>	<b>40</b>
	<b>Bibliografia</b>	<b>40</b>
<b>7</b>	<b>Appendice</b>	<b>42</b>
7.1	Dimensionamento del dominio di calcolo . . . . .	42
7.2	Scelta del tipo e della taglia degli elementi finiti . . . . .	42
	Scelta del tipo e della taglia degli elementi finiti . . . . .	42
<b>8</b>	<b>Riassunto dei risultati numerici ottenuti</b>	<b>46</b>
8.1	Analisi #1 . . . . .	47
8.2	Analisi #2 . . . . .	49
8.3	Analisi #3 . . . . .	51
8.4	Analisi #4 . . . . .	53
8.5	Analisi #5 . . . . .	55
8.6	Analisi #6 . . . . .	57
8.7	Analisi #7 . . . . .	59
8.8	Analisi #8 . . . . .	61

## 1 Introduzione

La presente relazione documenta l'attività svolta nell'ambito del contratto di consulenza stipulato in data 03/12/2010 tra l'azienda JOBSOIL Srl (nella persona del dott. Nicola Maione) e il Dipartimento di Ingegneria Strutturale del Politecnico di Milano (referente prof. ing. Claudio di Prisco). La prestazione di consulenza in oggetto, condotta presso suddetto dipartimento, ha riguardato la realizzazione di una campagna di analisi numeriche volte alla modellazione di ancoraggi profondi in terreni granulari realizzati con il sistema TFEG.

La tecnologia TFEG è caratterizzata dalla presenza di cilindri metallici (manicotti) ortogonali all'asse longitudinale del tirante, i quali, una volta estrusi nel terreno, incrementano l'efficacia dell'ancoraggio stesso.

Nel mese di Novembre 2010 la committenza, nella persona dell' Ing. Giancarlo Migliaro, forniva agli estensori di questa nota i seguenti allegati:

1. verbale della prova di carico di San Fratello del 9/11/2010;
2. *Metodologia di calcolo TFEG: modelli e validazione*: relazione redatta dall'ufficio tecnico della Jobsoil nel maggio 2010;
3. *Analisi tridimensionale del comportamento di un palo attrezzato da misure di prove sperimentali in sito*: Tesi di Laura di Andrea Menichelli, Università degli Studi di Roma Tre, 2007, relatore Prof. Albino Lembo-Fazio;
4. *Elementi compressi con tecnologia TFEG – dalla ricerca alla progettazione*: presentazione a cura dell' Ing. Giancarlo Migliaro del 19 Dicembre 2008

Scopo del lavoro è stato quello di chiarire mediante l'analisi numerica le “motivazioni meccaniche” alla base dell'efficacia del sistema TFEG, (i) evidenziando i principali meccanismi resistenti del sistema terreno-TFEG e (ii) analizzando la risposta strutturale del manufatto in campo non-lineare. Le modalità di analisi e le principali conclusioni dedotte sono presentate nell'ordine seguente:

1. definizione del modello ad Elementi Finiti utilizzato;
2. interazione terreno-TFEG in prove di tiro;
3. analisi strutturale dei manicotti estrusi;
4. analisi parametriche.

Le simulazioni numeriche sono state interamente condotte mediante il codice di calcolo commerciale per applicazioni geotecniche *MIDAS/GTS* (MIDAS, 2005), distribuito in Italia da CSPFea. Esse sono state eseguite sulla base di diverse ipotesi semplificative, riguardanti in particolare il comportamento meccanico del terreno e la geometria delle prove di carico.

L'analisi dei risultati numerici ottenuti consente di interpretare le evidenze sperimentali e fornisce un punto di partenza per la definizione di approcci progettuali semplificati. È altresì evidente che ulteriori indagini sperimentali e analisi numeriche siano necessarie per corroborare le conclusioni riportate qui di seguito.

## 2 Definizione del modello a Elementi Finiti

In questa sezione si descrivono le fasi della costruzione del modello a Elementi Finiti (EF), le quali possono essere suddivise in:

- definizione della geometria;
- discretizzazione a EF del dominio spaziale;
- assegnazione delle proprietà dei materiali;
- imposizione dei vincoli e dei carichi;
- articolazione dell'analisi in step di carico.

### 2.1 Definizione della geometria

La messa in opera di TFEG prevede l'estrusione idraulica dei manicotti dopo il posizionamento del manufatto nel terreno. La simulazione numerica di entrambe le fasi di infissione ed estrusione introdurrebbe difficoltà computazionali notevoli, difficilmente superabili con gli attuali codici commerciali utilizzati per applicazioni geotecniche. Si è qui deciso per semplicità di rinunciare a riprodurre tali fasi, simulando le prove di tiro a partire da una configurazione successiva alle operazioni di messa in opera.

Come ben noto, punto di partenza di qualsiasi analisi a EF è la definizione del dominio spaziale: esso deve essere in grado di cogliere gli aspetti “strutturalmente rilevanti”, evitando al contempo dettagli geometrici superflui.

Per riprodurre un tirante provvisto di TFEG a quattro manicotti, si è qui fatto riferimento alla sezione in Figura 1 (quotature espresse in centimetri), fornita da JOBSOIL in allegato alla documentazione iniziale. In Figura 2 è rappresentato lo schema 3D nello spazio XYZ di un tirante con TFEG a quattro manicotti – rappresentati ad estrusione già avvenuta.

In Figura 3 è riportato invece il dettaglio di uno dei quattro manicotti – si noti la riproduzione piuttosto fedele delle cavità (per le quali passano i circuiti idraulici preposti all'estrusione): l'utilizzo di una geometria accurata per i manicotti consentirà successivamente di analizzare con precisione la risposta strutturale in campo non-lineare dei manicotti stessi.

Pur considerando un dominio di terreno cilindrico attorno al tirante, il sistema in Figura 2 non gode di alcuna simmetria geometrica a causa della posizione a quote differenti dei quattro manicotti. Tuttavia, trascurando in prima approssimazione quest'aspetto, si può supporre la presenza di due piani ortogonali di simmetria verticali (come se i manicotti si trovassero alla stessa quota). In tal modo è possibile ricondursi all'analisi di un solo quarto del sistema (Figura 4a), con notevole risparmio in termini di tempo di calcolo.

Un altro aspetto caratteristico del sistema riguarda le singolarità geometriche, come si nota in Figura 3. Già in fase di definizione del modello geometrico, è facile prevedere che la presenza di spigoli determinerà la nascita di delicate concentrazioni tensionali, particolarmente nocive per la convergenza in analisi numeriche non-lineari. Per prevenire tale inconveniente, si è deciso di “rivestire” l'intero tirante

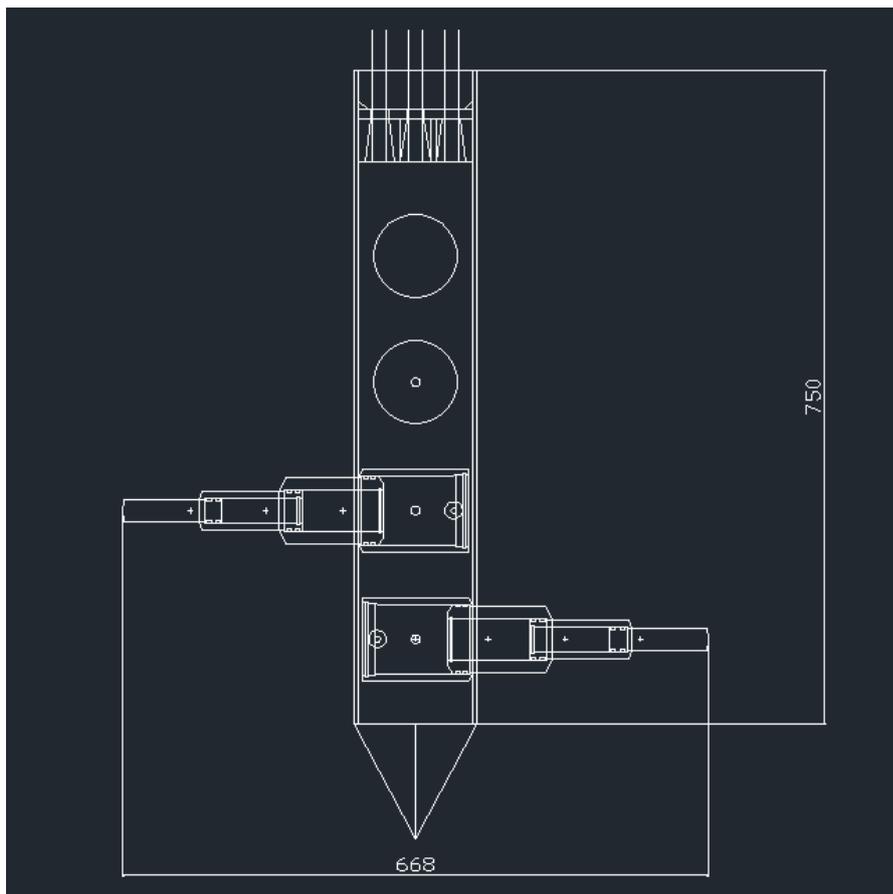


Figura 1: *Schema geometrico di TFE a quattro manicotti*

con un sottile strato protettivo di materiale fittizio, al quale sarà assegnato un comportamento elastico lineare. La presenza della guaina protettiva, visibile nelle Figure 4a e 4b, consentirà di smorzare al suo interno l'effetto delle concentrazioni degli sforzi, senza alterare in modo sensibile la risposta globale del tirante. Per semplicità, il modello numerico non riproduce la presenza di calcestruzzo lungo il fusto, spesso iniettato per migliorare l'aderenza dell'ancoraggio con il terreno.

## 2.2 Discretizzazione ad Elementi Finiti del dominio spaziale

Fase fondamentale nella soluzione ad EF di qualunque problema riguarda la scelta della discretizzazione spaziale (tipo di elementi finiti, dimensione e disposizione degli elementi, ecc.), ossia la generazione della cosiddetta *mesh*. Mentre di seguito si illustra la scelta conclusiva a cui si è pervenuti, si riassumono in Appendice i tentativi preliminari effettuati.

Le principali esigenze da conciliare nella generazione della mesh sono state:

- la selezione di una tipologia “affidabile” di elementi finiti;
- la ricerca di un compromesso tra precisione della soluzione e tempi di calcolo;

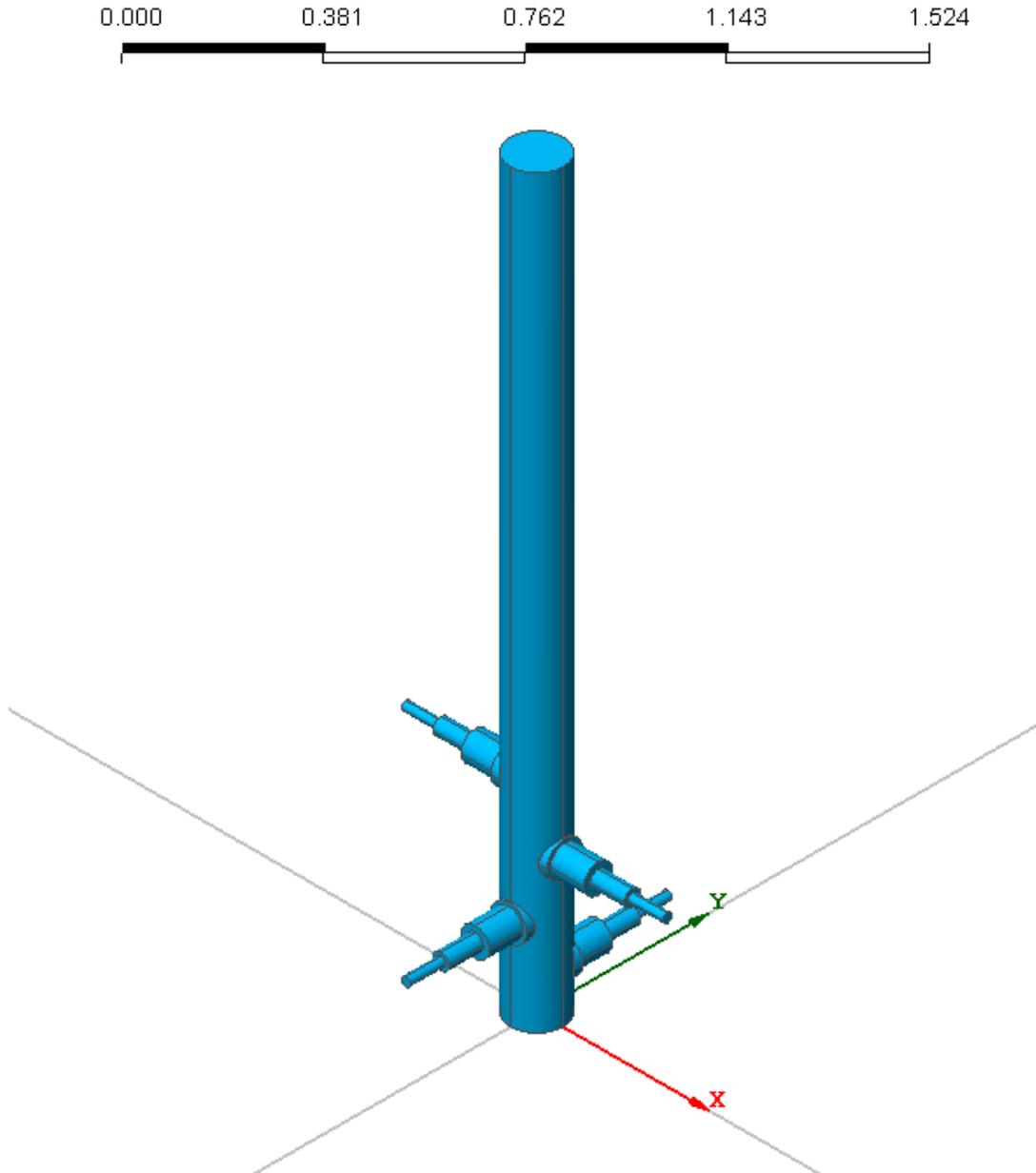


Figura 2: *Modello 3D di un tirante con TFEG a quattro manicotti*

- la determinazione di una dimensione “appropriata” per il dominio di terreno posto attorno al tirante.

In particolare, ridurre il più possibile i tempi di calcolo è parso un obiettivo imprescindibile, in modo da analizzare problemi 3D in tempi ragionevoli – anche in assenza di macchine dedicate al calcolo ad alte prestazioni (tutti i risultati sono stati prodotti mediante un notebook con processore *Intel® Core™ i7-2720QM*).

Innanzitutto, sono stati scelti per la discretizzazione spaziale elementi finiti tetraedrici a dieci nodi, del tipo illustrato in Figura 5. Tali elementi sono caratterizzati da funzioni di interpolazione quadratiche (Zienkiewicz and Taylor, 2000), sufficienti ad evitare l’insorgere del cosiddetto fenomeno del *locking* in presenza di

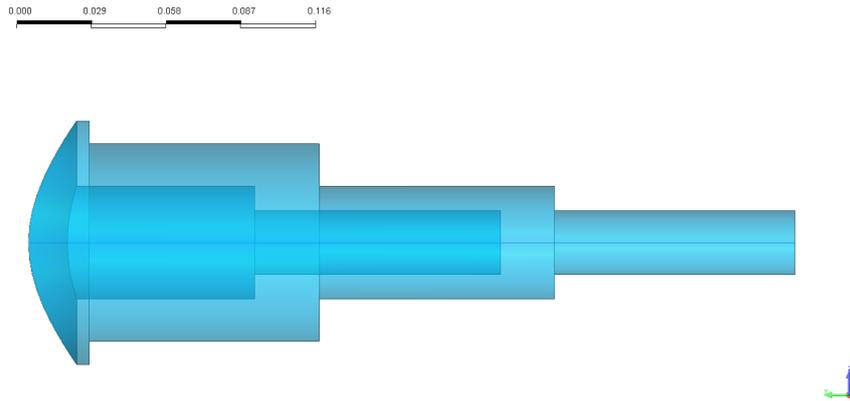


Figura 3: *Particolare di un manicotto estruso*

un comportamento del materiale *isocoro* o debolmente dilatante (Fortin and Brezzi, 1991). Anche in questo caso si è osservato come l'utilizzo di elementi lineari (tetraedri a quattro nodi) per analisi elasto-plastiche formulate in spostamenti conduca ad una sistematica sovrastima della capacità portante dell'ancoraggio (vedasi Appendice).

La mesh finale impiegata per le analisi è visualizzata in Figura 6. Come meglio si nota dalle Figure 7a e 7b, la dimensione degli elementi aumenta gradualmente con la distanza dal tirante, in quanto solo nelle immediate vicinanze di quest'ultimo si richiede grande accuratezza. Sono stati impiegati in totale 22506 elementi finiti (quadratici).

Mentre il fusto dell'elemento di ancoraggio ha un'altezza complessiva di 2 metri, la sezione YZ della mesh in Figura 7b ha dimensioni  $5 \times 2.6$  metri. Si è infatti verificato numericamente che espandendo le dimensioni del dominio di terreno oltre i limiti qui impiegati la soluzione finale resta praticamente inalterata (vedi Appendice). Inoltre, trattandosi di un problema di ancoraggio e non di fondazione, la profondità da considerare al di sotto del tirante è in generale modesta (qui solo 0.6 metri). Benché invisibile in Figura 7, occorre segnalare la presenza di elementi di interfaccia 2D (triangolari a sei nodi) tra la superficie esterna del fusto e quella interna della guaina protettiva: la presenza di tali elementi consentirà di svincolare gli spostamenti del tirante da quelli del terreno una volta oltrepassato il limite di resistenza all'interfaccia.

La dimensione del modello lungo l'asse Z (2.6 m) rappresenta un parametro variabile qualora si intenda – come si farà – studiare la capacità dell'ancoraggio al variare della profondità di infissione. È tuttavia evidente come, all'aumentare di tale profondità, aumenti in proporzione anche il numero di EF necessari, con una crescita dei tempi di calcolo per sistemi via via più profondi. Per limitare quest'inconveniente si è proceduto supponendo che la porzione di terreno sovrastante il modello in Figura 6 possa essere sostituita da un sovraccarico equivalente  $q$ , calcolato sulla base della profondità e del peso di volume del terreno (tale sovraccarico distribuito è illustrato in Figura 6 mediante delle frecce verso il basso). Si tratta ovviamente di un'approssimazione tanto più inappropriata al crescere della profondità, in quanto si tende a considerare solo l'effetto “gravitativo” del

terreno superficiale, trascurandone il contributo alla capacità portante globale. Si discuterà più in dettaglio quest'aspetto successivamente.

## 2.3 Assegnazione delle proprietà dei materiali

Determinata la mesh di calcolo, si passa alla scelta del legame costitutivo e dei singoli parametri meccanici per i materiali coinvolti. Essenzialmente, gli unici materiali presenti sono l'acciaio del tirante e il terreno circostante, oltre che l'interfaccia tra tirante e "guaina protettiva". Non si prevede nel presente modello la presenza di acqua interstiziale (o comunque di una fase liquida *in continuità*), che comporterebbe la necessità di modellare la *risposta idro-meccanica accoppiata* del sistema.

Si riportano di seguito le diverse parti del sistema, omogenee per proprietà meccaniche.

### 2.3.1 Terreno

Si è adottato per il terreno un legame costitutivo di tipo elasto-plastico perfetto alla *Mohr-Coulomb* con legge di flusso non-associata (Nova, 2002; Wood, 2004). Tale legame richiede in ingresso i seguenti parametri costitutivi:

- il modulo elastico di Young  $E$ ;
- il coefficiente di Poisson  $\nu$ ;
- l'angolo d'attrito  $\phi'$ ;
- la coesione  $c'$ ;
- l'angolo di dilatanza  $\psi$ .

MIDAS/GTS, inoltre, fornisce la possibilità di introdurre una variazione lineare con la profondità (direzione Z) per il modulo di Young e la coesione. In particolare, un modulo  $E$  variabile lungo la quota sarà impiegato per tener conto dell'irrigidimento del materiale a pressioni di confinamento via via più elevate.

### 2.3.2 Fusto del tirante

Il fusto verticale del sistema di ancoraggio è costituito da acciaio. Dato che la capacità del sistema teso non è certamente limitata dalla resistenza del fusto, si è assunto per comodità che tale fusto sia elastico-lineare e isotropo (cosicché gli unici parametri richiesti sono  $E$  e  $\nu$ ).

### 2.3.3 Manicotti TFEG

Anche i manicotti estrusi di TFEG sono in acciaio. Tuttavia, per meglio comprendere la risposta strutturale di questi elementi, si è deciso di tenere conto in questo caso del comportamento non-lineare dell'acciaio, impiegando un modello elasto-plastico perfetto alla *von Mises* con legge di flusso associata (Corradi Dell'Acqua, 1992). Tale modello richiede in ingresso, oltre alle due usuali costanti elastiche,

la definizione dell'unico parametro di resistenza  $\sigma_0$  (coincidente con lo sforzo di snervamento in trazione/compressione monoassiale).

### 2.3.4 Guaina protettiva

La guaina protettiva di cui al paragrafo 2.1 fa fisicamente parte del dominio di terreno, tuttavia è mantenuta in campo elastico per evitare che le concentrazioni tensionali agli spigoli compromettano la riuscita dell'analisi. La guaina, pertanto, avrà le stesse proprietà elastiche del terreno vero e proprio, senza esibire alcun comportamento elasto-plastico.

### 2.3.5 Interfaccia tirante/guaina

Come già accennato, la funzione degli elementi di interfaccia tra tirante e guaina è quella di consentire spostamenti relativi tra ancoraggio e terreno, quali realmente hanno luogo in sito. In sostanza, si stabilisce un legame costitutivo in termini di forze nodali e spostamenti relativi dei nodi a contatto. Trattandosi come di consueto di un contatto coesivo/frizionale, si richiedono i seguenti parametri per caratterizzare il comportamento elasto-plastico perfetto dell'interfaccia:

- rigidzze di contatto normale e tangenziale, rispettivamente  $k_n$  e  $k_t$ ;
- l'angolo d'attrito di interfaccia  $\phi_I$ ;
- la coesione di interfaccia  $c_I$ ;
- l'angolo di dilatanza di interfaccia  $\psi_I$ .

È possibile annullare la resistenza a trazione dell'interfaccia introdotta da un'eventuale coesione non nulla.

## 2.4 Imposizione dei vincoli e dei carichi

I vincoli al contorno del dominio spaziale considerato sono stati imposti impedendo (i) gli spostamenti nelle tre direzioni (X, Y e Z) per la base del modello, (ii) lo spostamento normale alla faccia per le facce verticali (Figura 6). I carichi agenti nelle diverse fasi dell'analisi sono esclusivamente il peso proprio, il sovraccarico distribuito  $q$  (per simulare l'aumento di profondità) e il tiro dell'ancoraggio (sotto forma di spostamento  $U$  imposto in sommità).

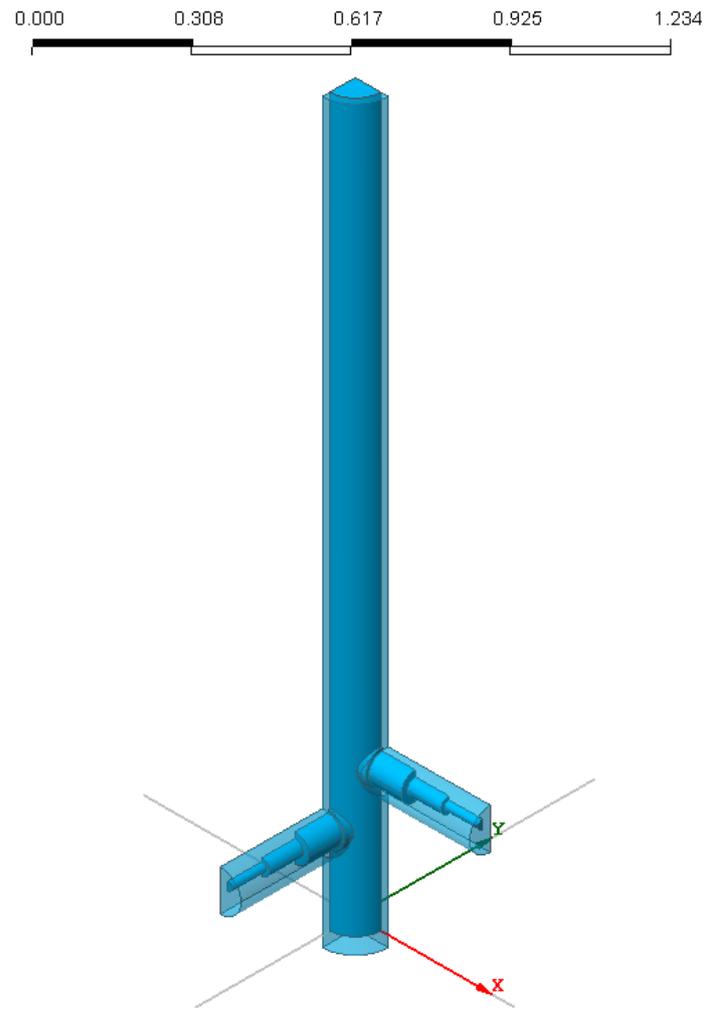
## 2.5 Step di carico per la simulazione delle prove di tiro

La simulazione complessiva delle prove di tiro è condotta ipotizzando che:

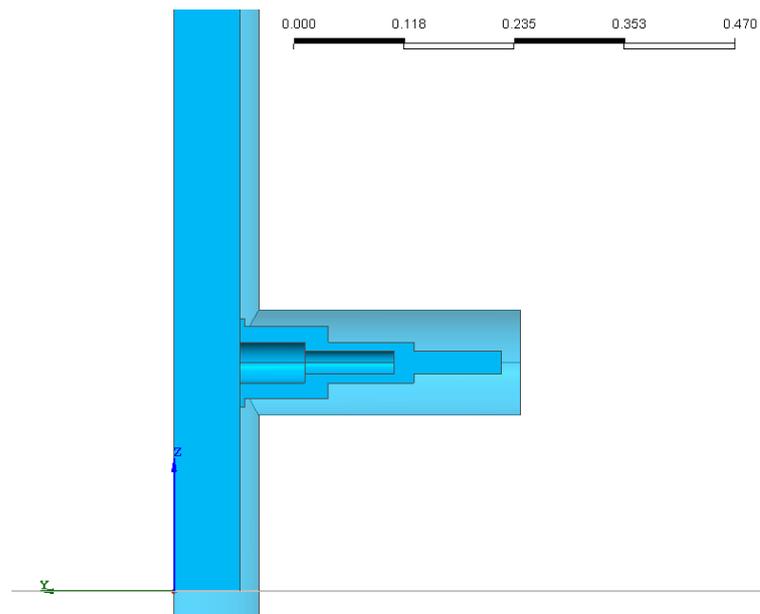
- l'ancoraggio sia posizionato in direzione verticale lungo l'asse Z;
- il terreno circostante sia secco, cosicché si eseguono analisi di tiro (drenate) in un continuo solido monofase;

e secondo le seguenti fasi:

1. *Applicazione del peso proprio.* Si esegue la fase iniziale di deposizione assegnando a tutti i componenti della mesh il materiale “terreno”, al fine di ottenere degli sforzi iniziali il più possibile vicini alla soluzione teorica per strato orizzontale infinitamente esteso;
2. *Assegnazione delle proprietà corrette ai singoli sottodomini spaziali.* In tal modo i parametri di “acciaio elasto-plastico” e “acciaio elastico” sono assegnati ai manicotti e al fusto rispettivamente, mentre quelli di “terreno elastico” alla guaina protettiva;
3. *Imposizione del sovraccarico  $q$ .* Da questa fase consegue il raggiungimento degli sforzi *in situ* propri della profondità “fisica” desiderata;
4. *fase di tiro.* Esecuzione della prova di carico, con spostamento imposto alla testa dell’ancoraggio;

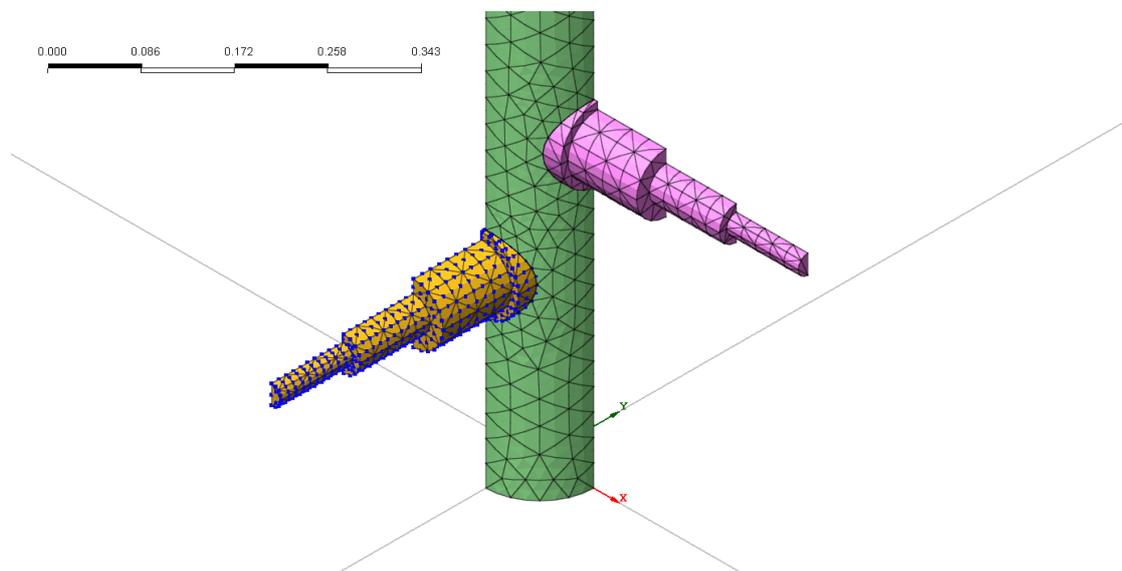
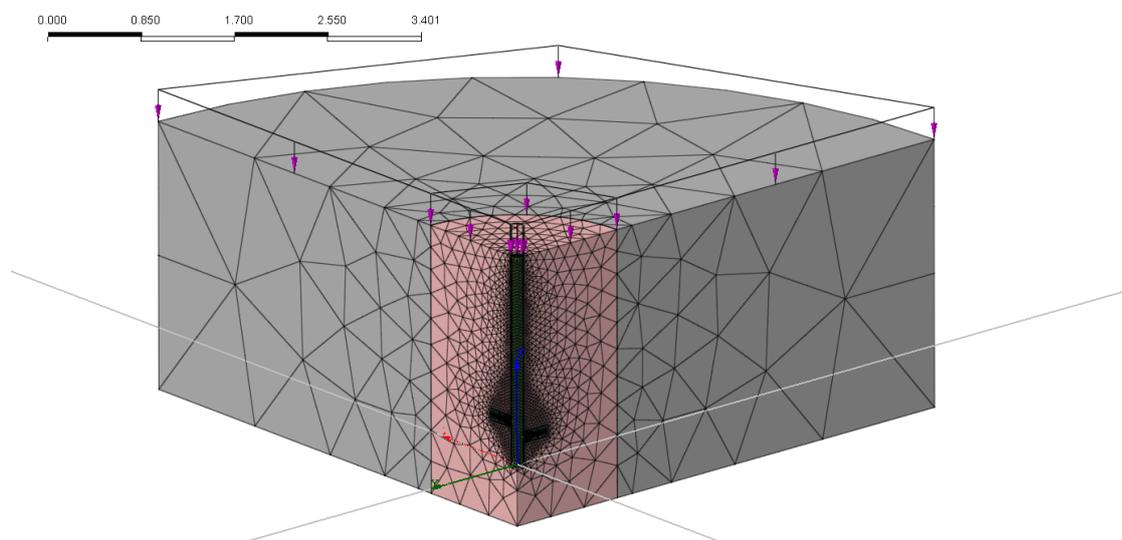


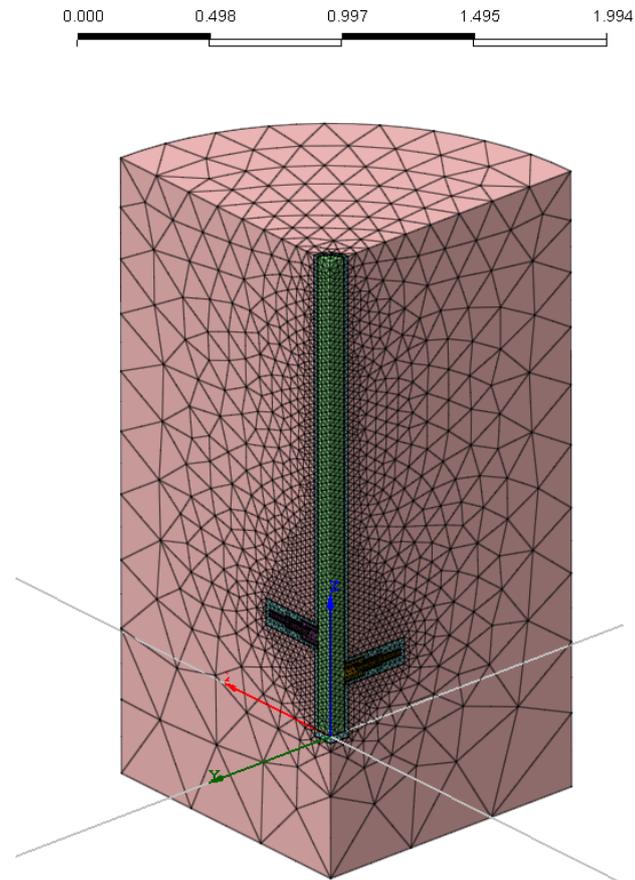
(a) vista 3D



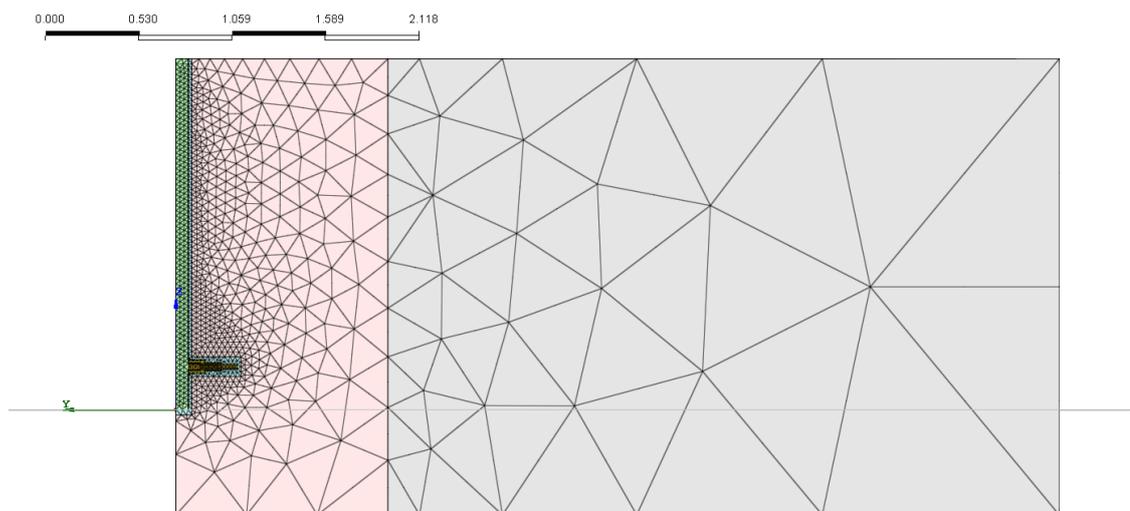
(b) dettaglio manicotto

Figura 4: *Modello ridotto con guaina protettiva*

Figura 5: *Elementi tetraedrici a dieci nodi*Figura 6: *Mesh 3D per la simulazione delle prove di tiro*



(a) dettaglio mesh attorno al tirante



(b) sezione YZ della mesh

Figura 7: *Dettagli della mesh 3D impiegata*

### 3 Interazione terreno-TFEG in prove di tiro

In questa sezione si considera il caso di una singola simulazione di prova di tiro “campione”. I risultati sono analizzati con un certo dettaglio al fine di cogliere le peculiarità della risposta meccanica del sistema TFEG.

È stato assunto un sovraccarico  $q=180$  kPa corrispondente, per un terreno con peso specifico  $18$  kN/m<sup>3</sup>, ad un affondamento del modello a EF di  $10$  m.

#### 3.1 Calibrazione dei parametri costitutivi

Si riportano di seguito i parametri costitutivi utilizzati per i materiali *terreno*, *acciaio* e *interfaccia*; per i materiali elastici della guaina e del fusto del tirante si faccia riferimento ai soli parametri elastici forniti rispettivamente per il terreno e l'acciaio dei manicotti. Sono stati utilizzati per il terreno parametri di resistenza e dilatanza tipici di un materiale granulare mediamente denso, nell'ipotesi che l'efficacia di TFEG aumenti al migliorare delle proprietà meccaniche del terreno circostante.

##### 3.1.1 Variazione del modulo di Young con la profondità

Come anticipato nel paragrafo 2.3.1, si è assunto per il terreno una distribuzione del modulo di Young  $E$  lineare con la profondità e descritta dalla relazione:

$$E(z) = \begin{cases} E_{ref} + E_{inc}(z_{ref} - z) & \text{se } z \leq z_{ref} \\ E_{ref} & \text{se } z > z_{ref} \end{cases} \quad (1)$$

ove la coordinata  $z$  è intesa crescente dal basso verso l'alto e tale che  $-0.6 \leq z \leq 2$ . In Figura 8 è rappresentata graficamente la relazione (1), distinguendo tra dominio “reale” (comprensivo di tutta la porzione di terreno al di sopra di TFEG) e dominio “di calcolo” (relativo al modello EF con sovraccarico). Ponendo  $z_{ref} = 2$ , si ottiene una distribuzione lineare di  $E$  all'interno del dominio di calcolo.

I parametri  $E_{ref}$  e  $E_{inc}$  sono stati calibrati in modo da linearizzare nell'intervallo  $-0.6 \leq z \leq 2$  la nota relazione di Janbu (1963):

$$E(z) = K \left( \frac{p}{p_a} \right)^n \quad (2)$$

in cui si è posto  $K=407$  kPa e l'esponente  $n=0.63$ , come suggerito da Viggiani (1999) per sabbia a medio-alta densità relativa ( $p_a=101.3$  kPa è la pressione atmosferica). In Figura 9 è rappresentata la calibrazione della distribuzione lineare di  $E$  per il caso con  $q=180$  kPa, quindi corrispondente ad uno spessore reale dello strato  $H = 2.6m + q/\gamma = 12.6m$ . La distribuzione spaziale di  $p$  impiegata nella relazione (2) è stata assunta lineare, in condizioni di *spinta a riposo* (la profondità  $z^*$  indicata aumenta con la distanza dal piano campagna).

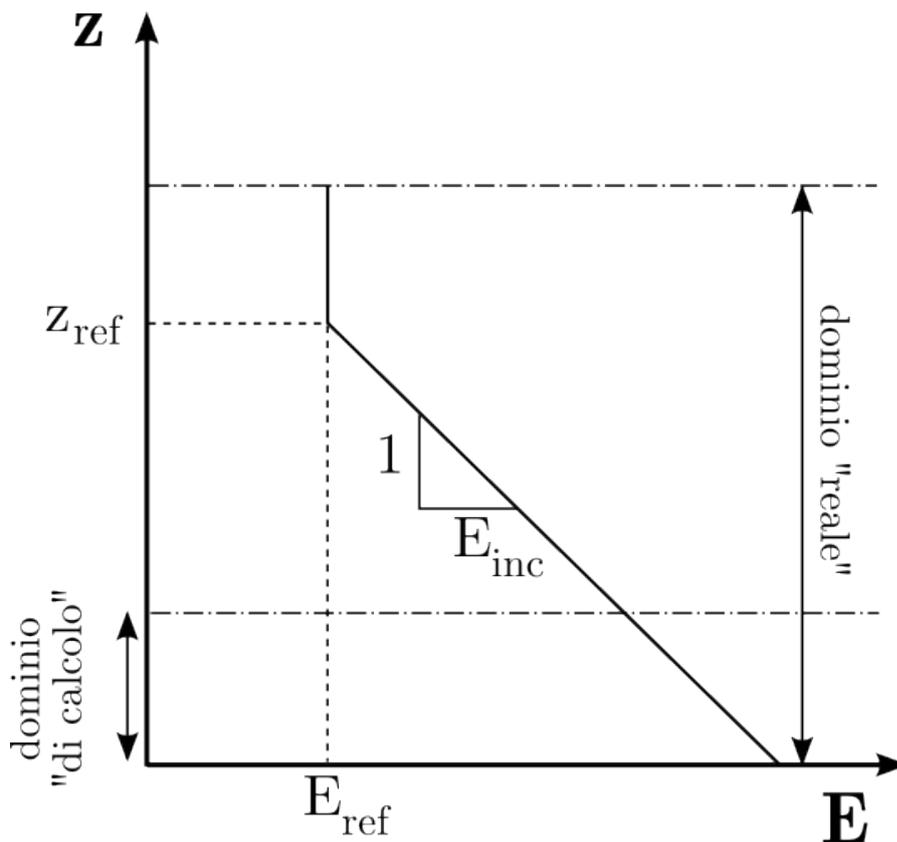


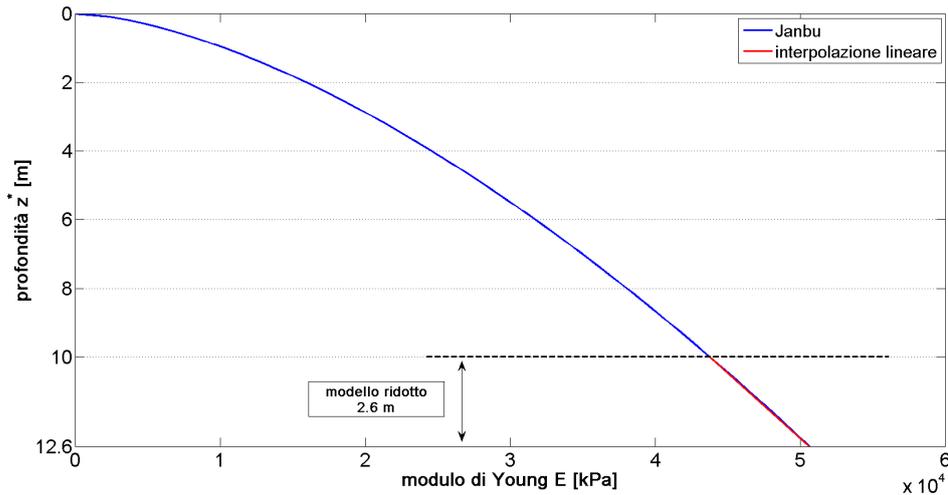
Figura 8: *Rappresentazione grafica dell'espressione (1)*

### 3.1.2 Proprietà dell'interfaccia acciaio-terreno

I parametri che caratterizzano il comportamento d'interfaccia (qui tra tirante e terreno) sono in generale assai delicati da calibrare, in quanto sono di norma completamente assenti dati sperimentale utili allo scopo.

Ad ogni modo, la calibrazione dei parametri d'interfaccia è da eseguirsi con una certa cura. Essi sono stati qui identificati come segue:

- le rigidezze d'interfaccia normale ( $k_n$ ) e tangenziale ( $k_t$ ) sono di norma assunte uguali. Esse dovranno essere sufficientemente elevate da evitare penetrazioni (sovrapposizioni) di materiale. Si può facilmente mostrare che, superato un certo valore-soglia caratteristico del problema, il valore di tali rigidezze cessa di influire sulla pendenza della curva tiro-spostamento;
- si sceglie per l'angolo d'attrito di interfaccia un valore minore di quello caratteristico del terreno, normalmente dell'ordine di  $2/3$  in termini di tangente dell'angolo;
- per ragioni di robustezza numerica, è sempre conveniente che la coesione non sia esattamente nulla (si introduce in ogni caso un opportuno *tension cut-off*).

Figura 9: Calibrazione di  $E$  linearmente variabile con la profondità

### 3.1.3 Elenco dei parametri

Si riporta infine nelle Tabelle 1-3 il set completo dei parametri costitutivi utilizzati.

terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	43.8	2.64	2	0.3	35	5	10

Tabella 1: Calibrazione del modello Mohr-Coulomb per il terreno

acciaio	$\gamma_a$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$\sigma_0$ [MPa]
	18	210	0.3	450

Tabella 2: Calibrazione del modello von Mises per l'acciaio

interfaccia	$k_n$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$k_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\phi_I$ [deg]	$c_I$ [kPa]	$\psi_I$ [deg]
	$10^7$	$10^7$	20	1	0

Tabella 3: Calibrazione del modello Mohr-Coulomb d'interfaccia

Si noti come sia stato utilizzato lo stesso peso specifico di 18 kN/m<sup>3</sup> sia per il terreno <sup>1</sup> che per l'acciaio. Questa scelta è motivata dalla necessità di alterare

<sup>1</sup>si tratta di un valore di peso specifico piuttosto alto, che fa quindi riferimento ad un terreno a contenuto d'acqua naturale

il meno possibile lo stato tensionale del terreno nel cambio di materiale da terreno ad acciaio (fase 2, paragrafo 2.5). Chiaramente, un “escamotage” di questo tipo è permesso dal fatto di trattare un problema *quasi-statico* (assenza di azioni inerziali).

La modestissima coesione  $c=5$  kPa del terreno è stata introdotta – come di consueto – per fini prettamente computazionali.

### 3.2 Analisi dei risultati

Con i parametri costitutivi su elencati, è stata simulata una prova di tiro imponendo alla sommità del tirante uno spostamento verticale  $U = 30$  cm. Si riporta in Figura 10 la curva carico-spostamento globale ottenuta, relativa ad un solo quarto del vero ancoraggio. Si perviene ad una stima della risposta dell’intero ancoraggio amplificando di un fattore 4 la curva in Figura 10, come mostrato in Figura 11.

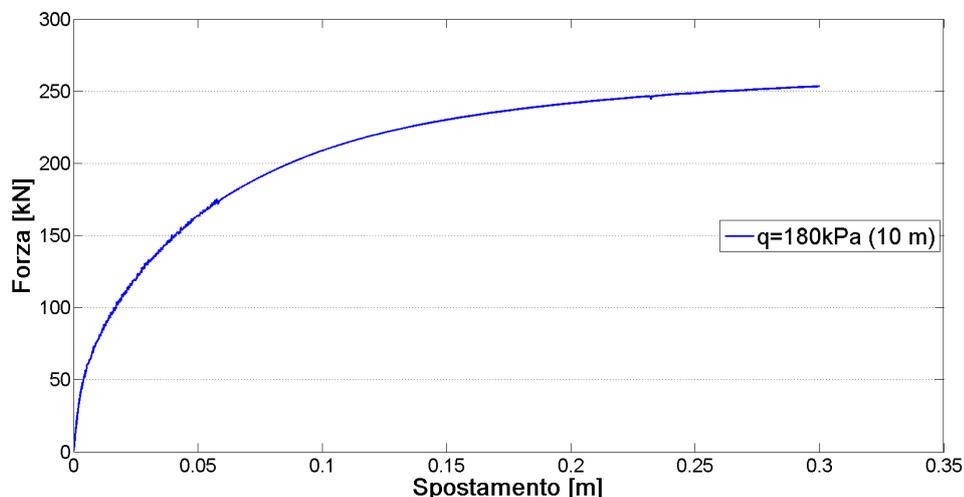


Figura 10: Curva tiro-spostamento per un quarto dell’intero ancoraggio,  $q=180$  kPa

La curva in Figura 10 (così come quella in Figura 11) evidenzia un comportamento globale dell’ancoraggio di tipo duttile/incrudente. Come visibile in figura, al raggiungimento del massimo spostamento  $U=30$  cm la capacità dell’ancoraggio appare pressochè del tutto mobilitata.

In Figura 12 si mostrano i *contour plot* dello spostamento verticale  $z$  relativi all’ultimo passo di carico, da cui si può dedurre chiaramente il tipo di meccanismo di rottura innescato dal tiro dell’ancoraggio. Si osserva una zona di terreno attorno al tirante sollevata dall’effetto combinato dell’attrito laterale del fusto e, soprattutto, dell’azione offerta dai manicotti estrusi.

In Figura 13 si riporta un dettaglio ingrandito di Figura 12, in cui è possibile osservare l’efficacia degli elementi di interfaccia nel consentire lo scorrimento relativo tra tirante e terreno. Occorre tuttavia una precisazione: mentre nella zona dei manicotti il distacco avviene per trazione (nel qual caso l’interfaccia non trasmette alcuna azione resistente), nella parte superiore del fusto si assiste ad uno sfilamento per taglio (visibile in Figura 12), durante il quale l’interfaccia continua a trasmettere al fusto la propria resistenza tangenziale limite; quest’aspetto, di certo

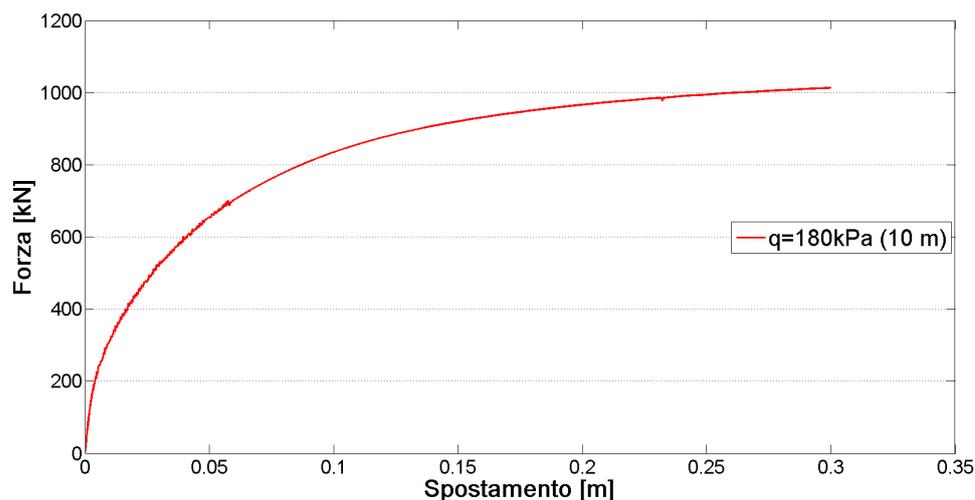


Figura 11: *Curva tiro-spostamento stimata per l'intero ancoraggio,  $q=180\text{kPa}$*

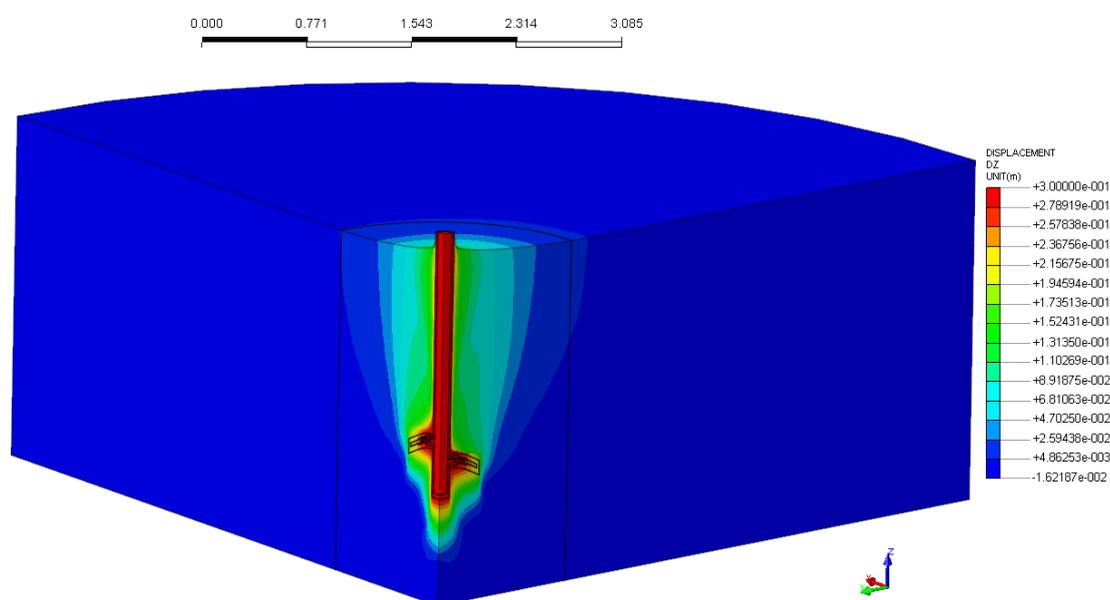


Figura 12: *Contour plot dello spostamento verticale in configurazione deformata*

marginale rispetto al processo di tiro nel suo insieme, non riproduce esattamente quanto avviene nella realtà, ossia il distacco netto tra sommità dell'ancoraggio e terreno circostante.

In Figura 14, invece, si mostrano le sezioni nel piano YZ dei contour plot relativi alle variabili spostamento verticale (Figura 14a) e deformazione tangenziale plastica  $\gamma_{yz}^{pl}$  (Figura 14b). In particolare, Figura 14b evidenzia la distribuzione spaziale delle plasticizzazioni per taglio, le quali, benché maggiori nell'immediato intorno del tirante, coinvolgono diffusamente tutta la porzione di terreno interessata dal meccanismo di rottura. Nelle Figure 15 e 16 si riportano, per completezza, le sequenze dei contour plot dello spostamento verticale e della deformazione tangenziale plastica ad ogni 3 cm di spostamento imposto. Tali sequenze consentono

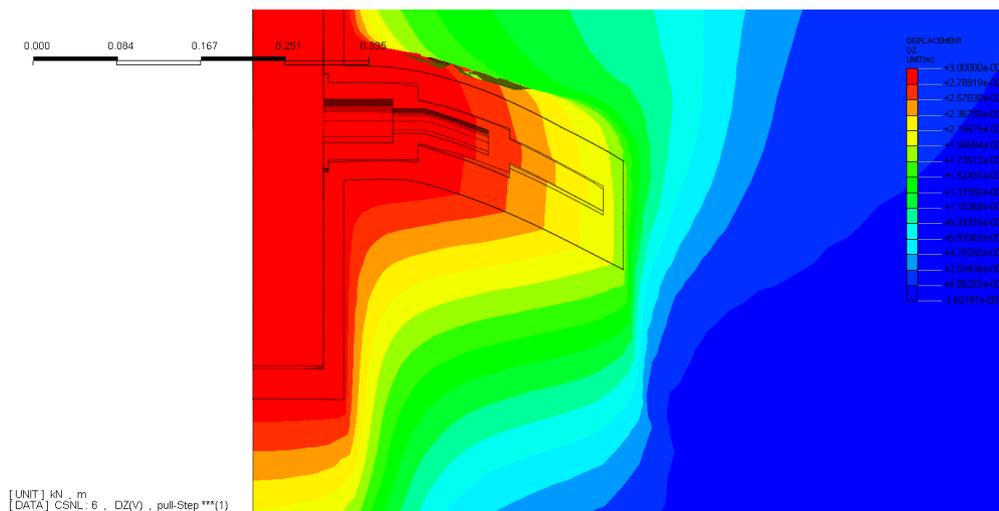


Figura 13: *Dettaglio della deformata nell'intorno di un manicotto*

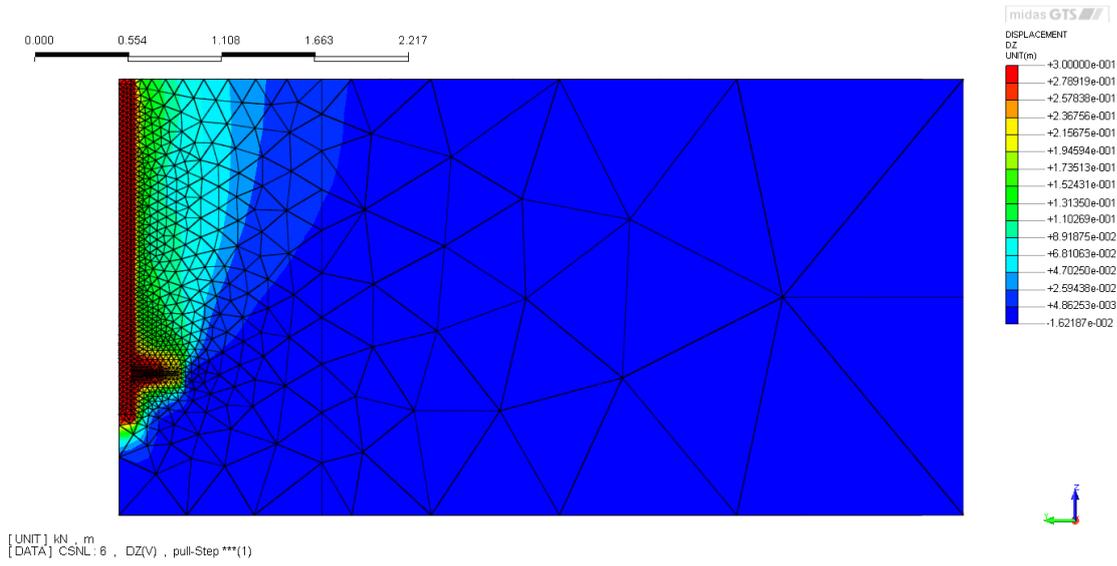
di visualizzare chiaramente l'evoluzione temporale del meccanismo di rottura, che passa da locale (intorno ai manicotti) a globale.

Per un'analisi quantitativa delle sollecitazioni sul tirante – e in particolare sui manicotti estrusi – è possibile riferirsi alle azioni trasmesse dal terreno tramite lo strato infinitesimo di interfaccia. In Figura 17 sono illustrate le pressioni normali  $\sigma_n$  sull'interfaccia per l'ultimo passo di carico, da cui si evincono – come atteso – notevoli compressioni sul dorso superiore dei manicotti; la parte inferiore, invece, risulta quasi del tutto scarica.

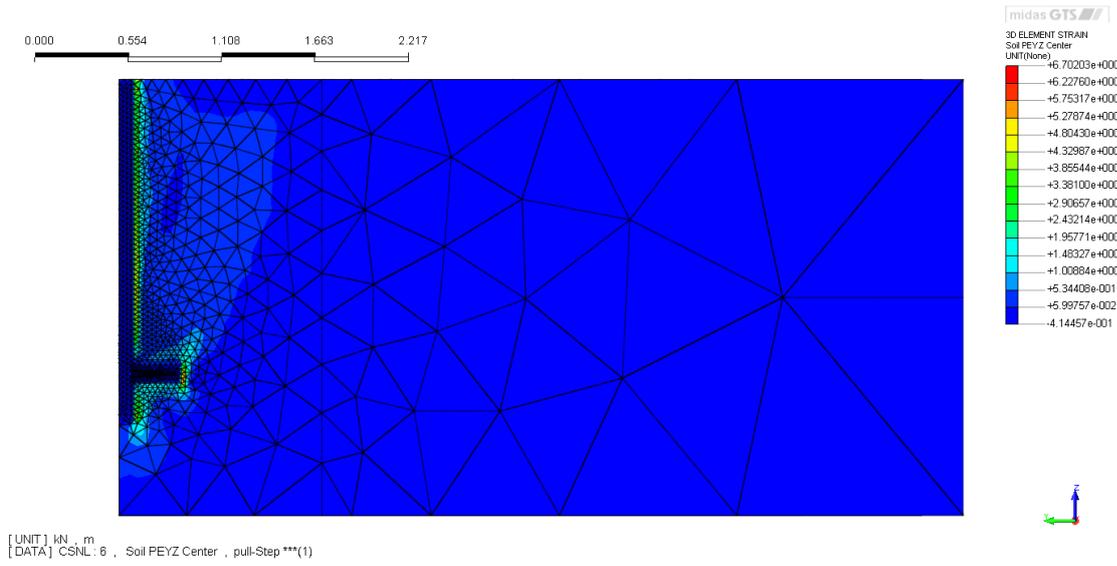
Dai valori di  $\sigma_n$  estrapolati ai nodi lungo i due manicotti, è possibile pervenire – tramite integrazione – ad una stima del carico sostenuto da questi ultimi (si veda la sezione 4 per ulteriori dettagli sulla metodologia). Nel caso in questione, a fronte di una forza complessiva di circa **253 kN**, una quotaparte di circa **114 kN** è sostenuta dai manicotti (ossia poco meno della metà del totale). È dunque evidente che i rimanenti **139 kN** sono necessari per vincere la resistenza frizionale opposta dal terreno allo scorrimento del fusto. A questo concetto piuttosto ovvio bisogna però aggiungere un'osservazione estremamente importante. Si potrebbe mostrare facilmente che metodi classici per la stima della resistenza laterale<sup>2</sup> conducono sistematicamente ad una netta sottostima del valore ottenuto dall'analisi numerica. La spiegazione di quest'aspetto è evidente dall'analisi delle Figure 18 e 19.

In Figura 18 è mostrato il contour all'ultimo step dello sforzo normale  $\sigma_y$  nel terreno (cioè normale, nella sezione YZ, al fusto del tirante); in Figura 19, invece, sono rappresentate le “isocrone” della stessa componente tensionale lungo lo sviluppo del fusto al di sopra del manicotto ( $0.3 \leq z \leq 2$ ). Si osservi che, al procedere della prova di tiro, l'azione dei manicotti perturba notevolmente la distribuzione iniziale di  $\sigma_y$ , che giunge fino ad un ordine di grandezza in più nella parte medio-bassa del fusto. È evidente che a tale aumento di confinamento corrisponderà un incremento proporzionale della resistenza a taglio mobilitata lungo il fusto, in grado così di sostenere i **139 kN** conteggiati in precedenza.

<sup>2</sup>partendo cioè da una distribuzione lineare della pressione normale sul fusto e da un valore dell'angolo d'attrito fusto-terreno



(a) spostamento z



(b) deformazione tangenziale plastica yz

Figura 14: Contour plot – sezione YZ

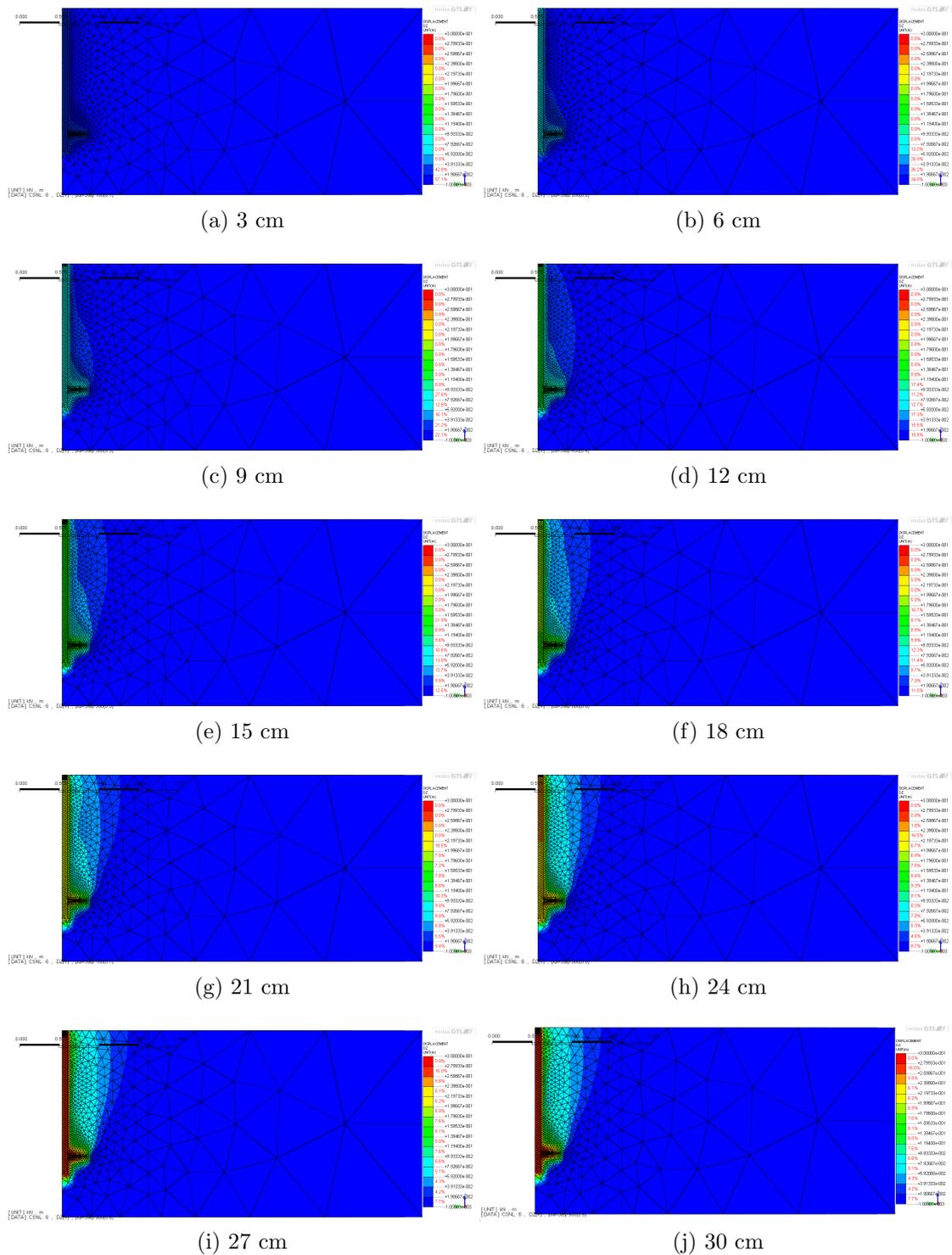


Figura 15: *Evoluzione dello spostamento  $z$  al procedere del tiro – sezione YZ*

Riassumendo, è possibile quindi riconoscere due distinti effetti, tra loro strettamente accoppiati, dovuti alla presenza dei manicotti:

- un effetto *diretto*, per il quale i manicotti stessi sono in grado di portare una quantità di carico assai significativa;

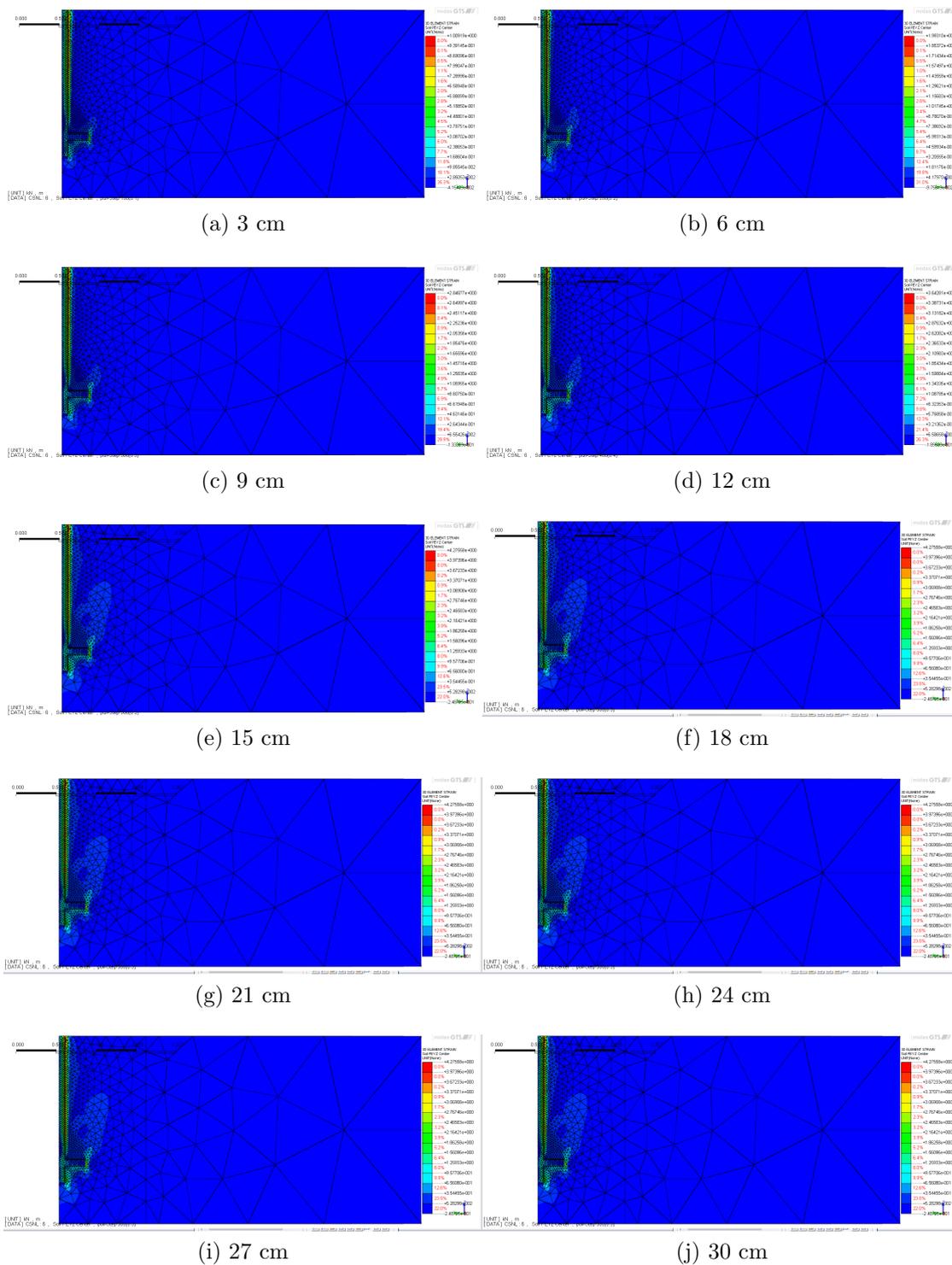
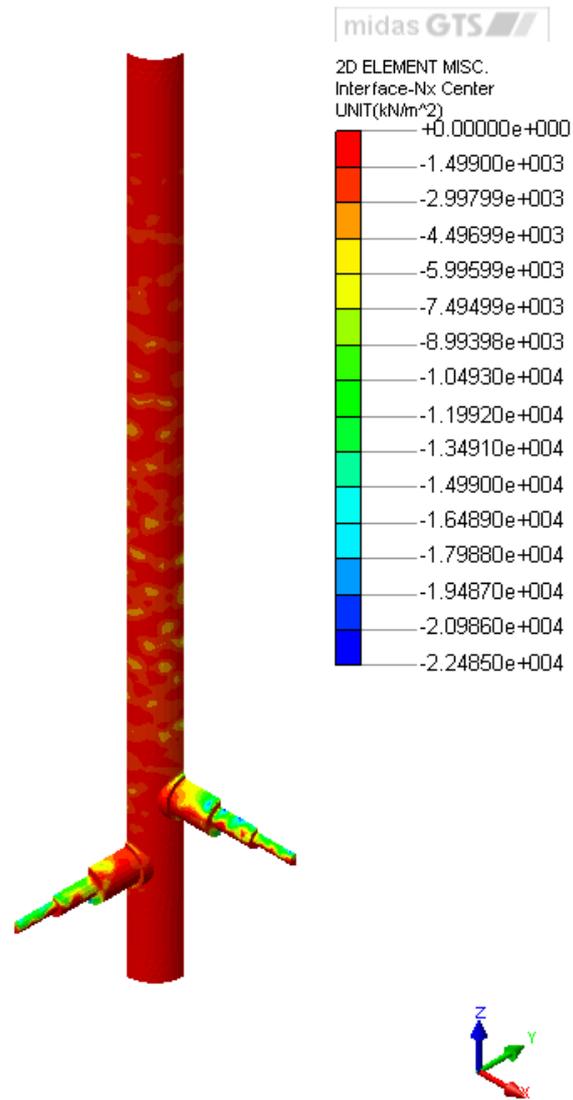
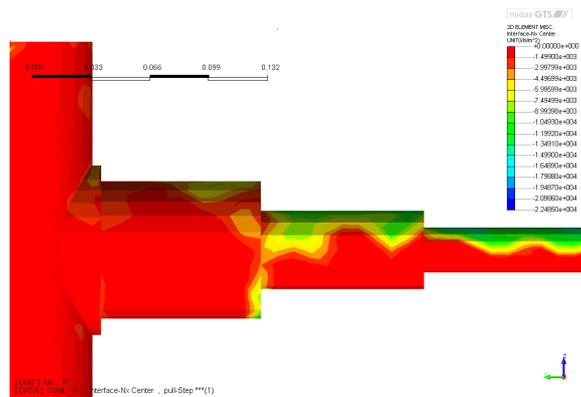


Figura 16: *Evoluzione della deformazione  $\gamma_{yz}^{pl}$  al procedere del tiro – sezione YZ*

- un effetto *indiretto*, per il quale l'azione dei manicotti determina un aumento del confinamento del fusto e, di conseguenza, della resistenza laterale. Tale effetto corrisponde alla nascita di un vero e proprio puntone compresso nella zona di terreno circostante.



(a) vista 3D



(b) dettaglio manicotto

Figura 17: Pressioni normali sull'interfaccia tirante-terreno

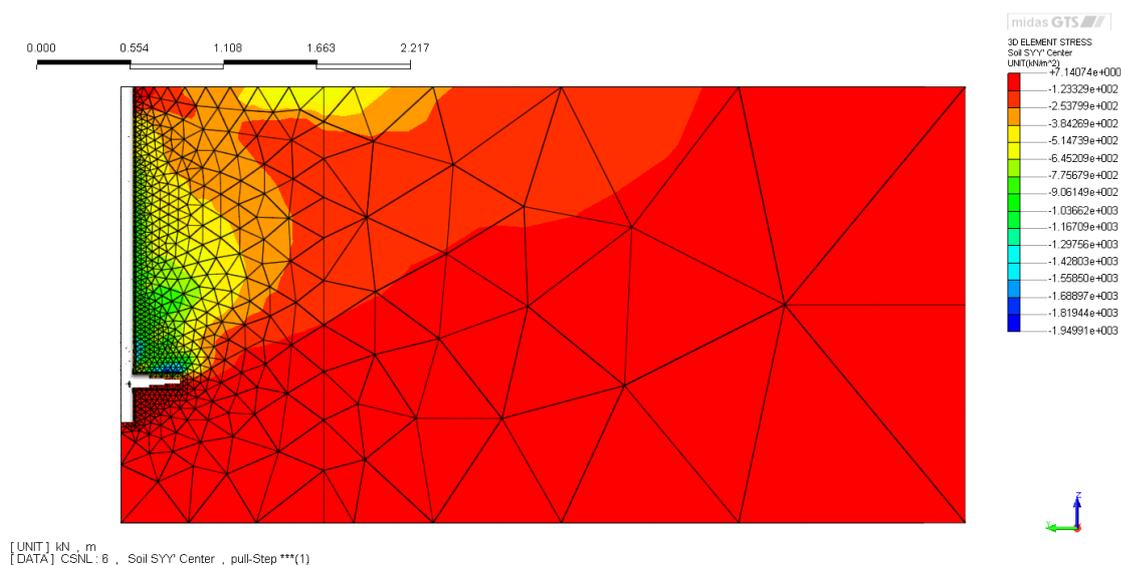


Figura 18: *Contour plot dello sforzo normale  $\sigma_y$*

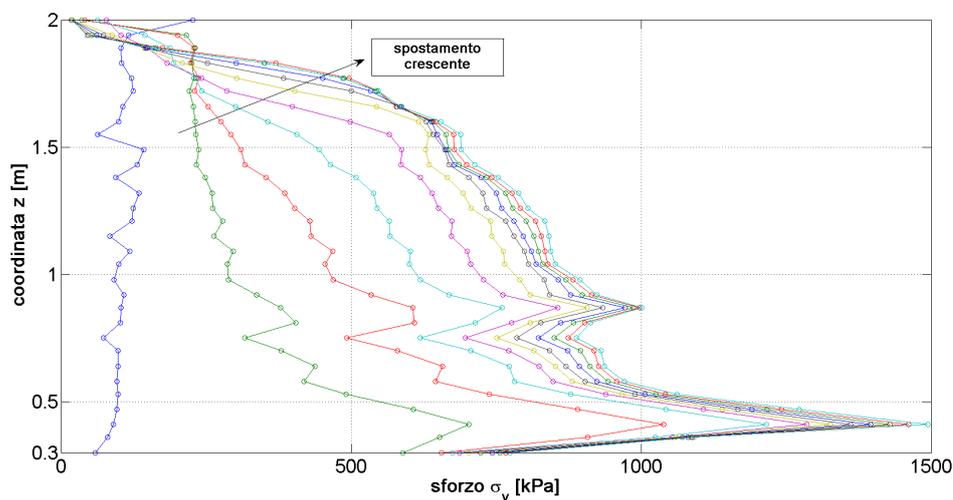


Figura 19: *Isocrone dello sforzo normale  $\sigma_y$  lungo il fusto (sezione YZ)*

Qualsiasi approccio progettuale non potrà prescindere dall'indicare una metodologia – pur semplificata – per la stima di entrambi i contributi. Ovviamente, l'importanza relativa dell'effetto indiretto dei manicotti tenderà a decrescere per fusti via via più lunghi; pertanto, si potrà scegliere, qualora necessario, di disporre più di un TFEG lungo lo sviluppo dell'ancoraggio.

## 4 Analisi strutturale dei manicotti estrusi

Con riferimento alla stessa analisi EF discussa nella sezione precedente, si passa in questo paragrafo all'analisi strutturale dei manicotti. Ci si limita per brevità ad uno solo di essi (quello alla quota inferiore), potendosi facilmente generalizzare le considerazioni di seguito riportate. L'analisi strutturale è stata condotta con

riferimento ad uno schema di trave a mensola, caricata trasversalmente da un carico variabile lungo l'asse. Si è assunto che la mensola sia vincolata mediante un incastro perfetto, trascurando in prima approssimazione che l'innesto del manicotto sul fusto costituisca in realtà un vincolo estremamente rigido ma comunque deformabile. In Figura 20 è riportato il riferimento locale adottato lungo l'asse della mensola; le linee verticali in tratteggio delimitano le sovrapposizioni tra le zone I-II e II-III, corrispondenti quindi a ulteriori cambi di sezione. Mentre i tratti I e II sono caratterizzati da sezioni trasversali circolari cave, il tratto III ha una sezione circolare piena. Detta  $s$  la coordinata locale, si riportano in Tabella 4 le distribuzioni spaziali dei raggi interno ( $R_i$ ) ed esterno ( $R_e$ ) per le diverse sezioni del manicotto.

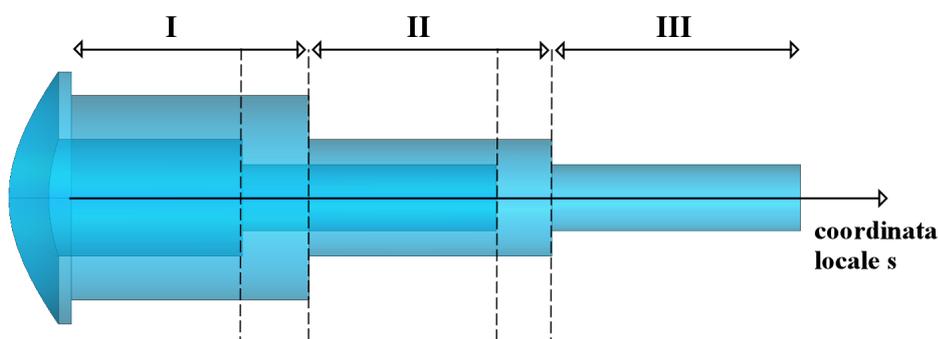


Figura 20: Sistema di riferimento locale e sottodomini del manicotto

zona	$s$ [cm]	$R_i$ [cm]	$R_e$ [cm]
I	[0;6.4]	2.2	3.85
I-II	[6.4;8.9]	1.25	3.85
II	[8.9;15.9]	1.25	2.2
II-III	[15.9;18]	0	2.2
III	[18;27.3]	0	1.25

Tabella 4: Raggi interni ed esterni delle sezioni del manicotto

Le azioni esercitate dal terreno sul manicotto possono essere desunte direttamente dall'analisi dell'interfaccia, per la quale MIDAS/GTS fornisce componenti di sollecitazione normale e tangenziali. In Figura 21 (grafico a sinistra) si visualizzano le isocrone (ogni 3 cm di spostamento imposto) della pressione normale  $\sigma_n$  (misurata in kPa) in corrispondenza del dorso superiore del manicotto; è stato verificato che, in questo caso,  $\sigma_n$  costituisce la componente di sollecitazione prevalente, pur essendoci comunque anche delle azioni tangenziali. A questo punto, è possibile ottenere il carico distribuito normale  $p_n$ , introducendo l'ulteriore ipotesi che, per una data sezione con coordinata locale  $s$ ,  $\sigma_n$  resti pressoché costante lungo

il contorno superiore della sezione circolare, mentre sia trascurabile lungo quello inferiore. In tal modo, si perviene ad una stima del carico distribuito  $p_n$  sulla mensola-manicotto tramite la semplice relazione:

$$p_n = 2\sigma_n R_e \quad (3)$$

L'utilizzo di  $2R_e$  (diametro esterno) fa implicitamente riferimento all'intero manicotto, e non alla sola metà analizzata dal modello EF (vedi Figura 4a).  $p_n$  risulta ora un vero e proprio carico trasversale distribuito (misurato in kN/m), nel senso della *teoria tecnica della trave* (Corradi Dell'Acqua, 1992).

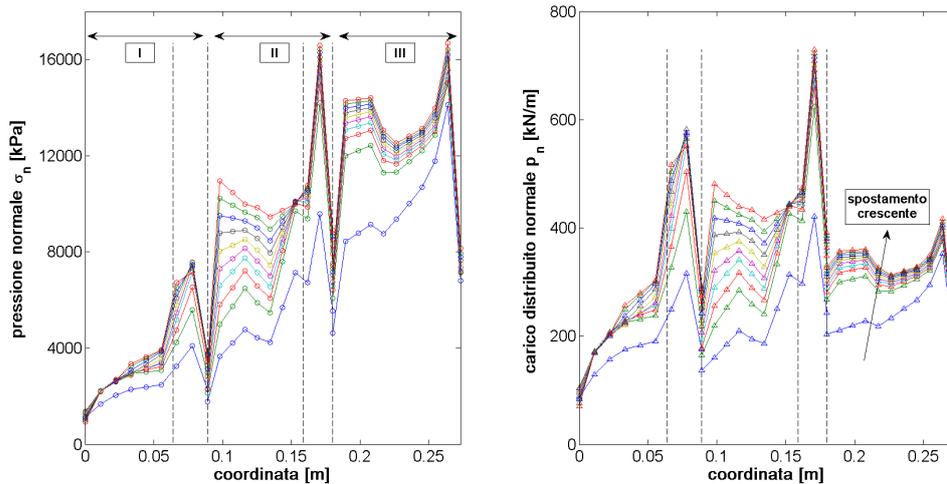


Figura 21: *Pressione normale e carico distribuito sull'estradosso del manicotto*

In Figura 21 si osserva come l'andamento di  $\sigma_n$  sia complessivamente crescente con  $s$ , ossia allontanandosi dal fusto del tirante. È evidente, inoltre, il disturbo esercitato dalle “singolarità geometriche” (tratti compresi tra le linee tratteggiate), testimoniato dagli evidenti picchi isolati nei valori di  $\sigma_n$ . Gli andamenti nel tempo di  $p_n$ , invece, pur affetti da suddette singolarità, presentano complessivamente una variazione spaziale che ben si potrebbe approssimare con un andamento costante: quest'effetto è chiaramente spiegato dalla formula (3), per la quale l'andamento crescente di  $\sigma_n$  è moltiplicato per quello decrescente del raggio esterno  $R_e$ .

Dalle isocrone di  $p_n$  si possono ottenere, per semplice e doppia integrazione rispettivamente, le isocrone delle azioni interne di taglio (Figura 22) e flettente (Figura 23).

In Figura 23, inoltre, le isocrone del momento flettente ottenute numericamente sono confrontate con i valori – variabili lungo  $s$  – ai limiti elastico ( $M_{el}$ , snervamento) e plastico ( $M_{pl}$ , collasso della sezione). Tali limiti possono esser facilmente derivati mediante le seguenti relazioni analitiche per sezioni circolari cave:

$$M_{el} = \frac{\pi}{4} \frac{(R_e^4 - R_i^4)}{R_e} \sigma_0 \quad (4)$$

$$M_{pl} = \frac{4}{3} (R_e^3 - R_i^3) \sigma_0 \quad (5)$$

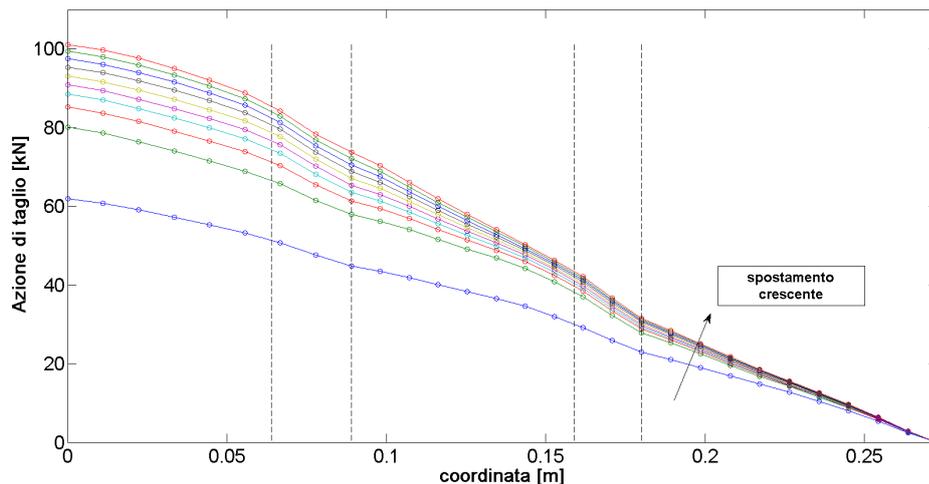


Figura 22: Isocrone dell'azione di taglio lungo il manicotto

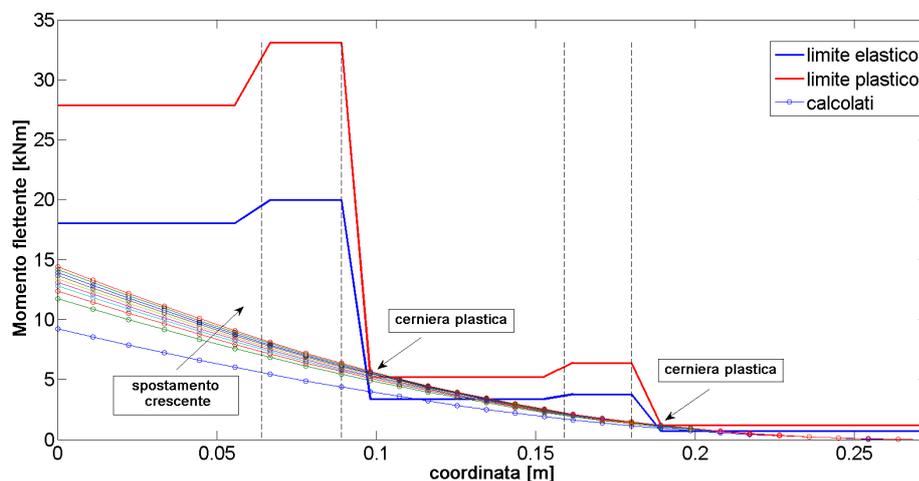
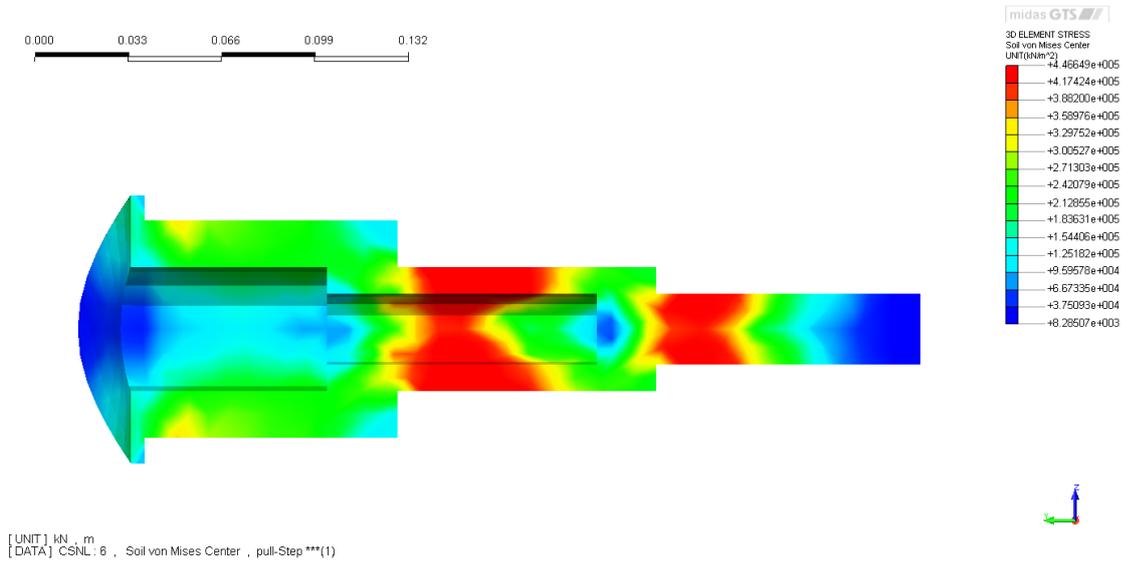
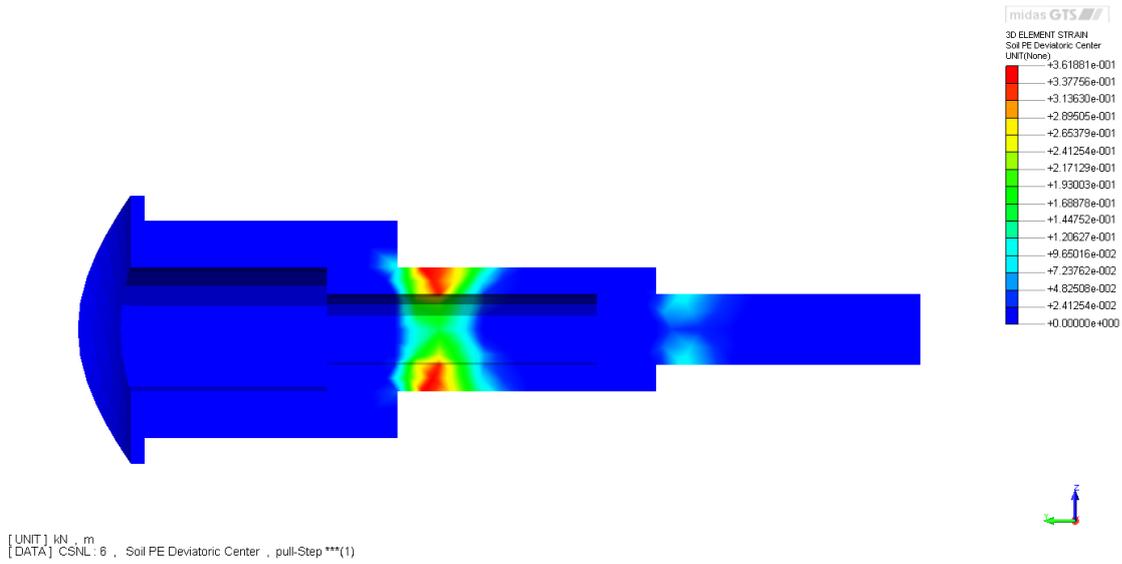


Figura 23: Isocrone del momento flettente lungo il manicotto e confronto con i valori ai limiti elastico e plastico

dove  $\sigma_0$  è ancora lo sforzo di snervamento dell'acciaio. In particolare, il confronto con il limite di collasso sezionele  $M_{pl}$  consente di identificare i punti di debolezza strutturale del manicotto, evidentemente collocati all'inizio dei tratti II e III di Figura 20. Quest'osservazione è ulteriormente suffragata dai contour plot in Figura 24, relativi al cosiddetto *sforzo di Mises* (Figura 24a) e all'invariante deviatorico della deformazione plastica (Figura 24b). Si può infatti notare che, laddove lo sforzo di Mises perviene al valore di snervamento  $\sigma_0$ , si sviluppano deformazioni deviatoriche plastiche, fino a creare delle cosiddette *cerniere plastiche* (Corradi Dell'Acqua, 1992). La cerniera plastica nel tratto II risulta particolarmente ben sviluppata, a causa della maggiore debolezza strutturale determinata dal minor spessore della parete cava. Quest'aspetto dovrebbe esser tenuto in conto qualora si volesse ridisegnare la geometria dei manicotti per ottimizzarne il comportamento strutturale.



(a) sforzo di Mises



(b) deformazione deviatorica plastica

Figura 24: *Risposta meccanica del manicotto inferiore*

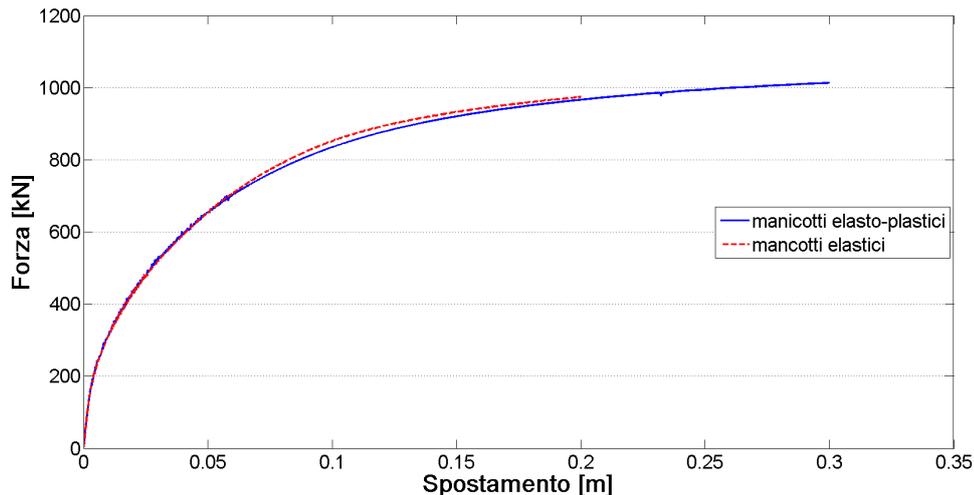


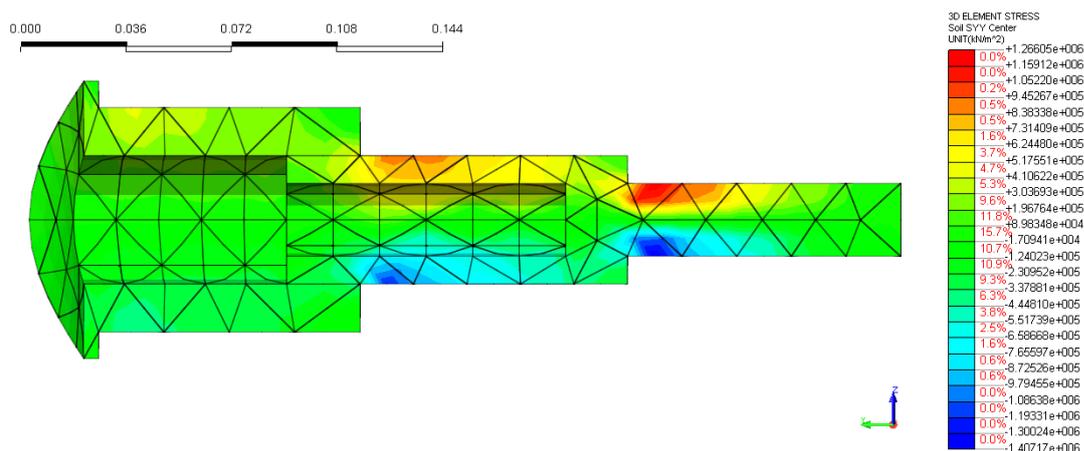
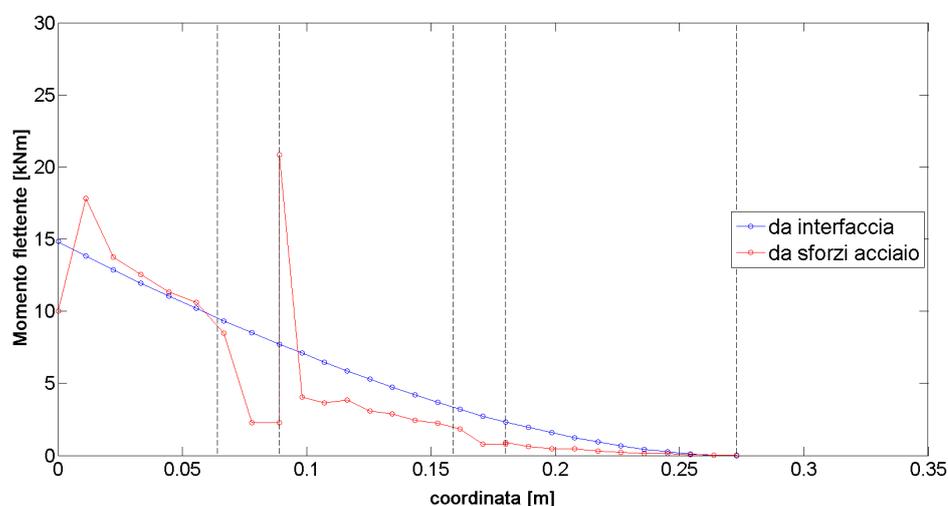
Figura 25: Confronto tra le curve tiro-spostamento nei casi di manicotti elastici ed elasto-plastici

Va tuttavia notato che, nonostante lo schema a mensola impiegato, lo sviluppo di una cerniera plastica non è sinonimo di collasso globale del manicotto. Infatti, a causa della presenza del terreno circostante, la mensola-manicotto non risulta affatto una struttura isostatica, ma essa al contrario è in grado di redistribuire le azioni interne grazie al confinamento offerto dal terreno. Mentre per un'analisi strutturale dettagliata dei manicotti risulta necessario considerare il comportamento elasto-plastico dell'acciaio, lo stesso sembra pressoché ininfluenza sulla risposta globale dell'ancoraggio. Di questo fatto ci si può render conto osservando la Figura 25, in cui la curva già mostrata in Figura 11 è comparata con quella ottenuta a parità di tutti i parametri ma inibendo la plasticità dei manicotti: i due risultati non differiscono in modo apprezzabile. L'analisi a manicotti elastici può essere inoltre impiegata per confermare la bontà delle approssimazioni introdotte in precedenza per il calcolo delle azioni interne, e in particolare del momento flettente. Infatti, supposto un comportamento a trave del manicotto, la distribuzione del momento può essere ottenuta a partire da quella dello sforzo normale  $\sigma_y$  all'estradosso. Secondo la nota formula di *De Saint-Venant* per la flessione semplice si ha:

$$M = \frac{J\sigma_y}{R_e} \quad (6)$$

dove  $J = \pi (R_i^4 - R_e^4) / 4$  è il momento d'inerzia della sezione (in questo caso variabile lungo la coordinata  $s$ ). Il contour plot di  $\sigma_y$  (Figura 26a, manicotto a quota inferiore) all'istante finale dell'analisi suffraga in maniera soddisfacente l'ipotesi di sforzo lineare *a farfalla* lungo la sezione, cosicché l'utilizzo della formula (6) risulta giustificato.

In Figura 26b si confrontano i due andamenti del momento flettente, ottenuti rispettivamente (i) per doppia integrazione del carico distribuito  $p_n$  e (ii) mediante la relazione (6), cioè a partire dagli sforzi flessionali nell'acciaio del manicotto. Benché quantitativamente consistenti, i due andamenti presentano ad ogni modo delle differenze. A valle di questo confronto, si può concludere una maggiore

(a) contour plot dello sforzo normale  $\sigma_y$ 

(b) confronto tra i momenti flettenti derivanti da (i) la pressione normale d'interfaccia e (ii) gli sforzi flessionali nell'acciaio

Figura 26: *Analisi del manicotto in campo elastico*

affidabilità per la metodologia basata sulle pressioni d'interfaccia, specialmente considerando che:

- la struttura del manicotto ha un rapporto di snellezza piuttosto basso (il che pone la teoria per travi snelle ai suoi limiti di applicabilità);
- come visibile in figura, le discontinuità del momento d'inerzia influenzano in maniera evidente l'andamento ottenuto per il momento flettente; al contrario, quest'aspetto è attenuato dal doppio integrale a cui si sottopone il carico distribuito  $p_n$ ;
- non è rigorosamente rispettata l'ipotesi di stato tensionale piano alla base della soluzione di De Saint Venant.

A conclusione di questa sezione, val la pena introdurre un'osservazione utile a fini progettuali. I risultati mostrati indicano il carico distribuito  $p_n$  come parametro

principale per stimare le azioni sul manicotto e quindi la massima forza portata. Secondo chi scrive, la Figura 21 supporta a sufficienza l'ipotesi di un carico  $p_n$  pressoché uniformemente distribuito: questa scelta darebbe origine a delle distribuzioni rispettivamente lineare e parabolica per il taglio e il momento, come pure risulta con buona approssimazione dalle Figure 22 e 23. Sono necessari pertanto ulteriori studi numerici per individuare delle espressioni analitiche semplificate che colgano la dipendenza di  $p_n$ , ad esempio, dalla profondità, dalle caratteristiche del terreno e dalla giacitura dell'ancoraggio.

## 5 Analisi parametriche

In questa sezione si riportano i risultati di alcune analisi parametriche, ottenute al variare della profondità di installazione di TFEG e delle proprietà meccaniche del terreno.

### 5.1 Influenza della profondità sulla capacità portante

Come fatto nelle sezioni precedenti, si utilizza anche qui il sovraccarico  $q$  equivalente per simulare ancoraggi infissi a profondità crescenti, rimanendo quindi inalterato il modello a EF descritto in precedenza. In particolare, sono stati simulati i casi con  $q=18, 90, 180, 360$  kPa corrispondenti a degli spessori di terreno sovrastante pari rispettivamente a 1, 5, 10, 20 m. I parametri costitutivi impiegati sono gli stessi già dettagliati nel paragrafo 3.1.3, fatta eccezione per quelli che regolano la variazione del modulo di Young del terreno nel dominio di calcolo. I valori di  $E_{ref}$ ,  $E_{inc}$ ,  $z_{ref}$  impiegati nei diversi casi sono riportati in Tabella 5. In Figura 27 sono raccolti i risultati dell'analisi parametrica espressi in termini di curve tiro-spostamento stimate per l'intero ancoraggio (ossia quadruplicate rispetto al risultato delle analisi numeriche).

$q$ [kPa]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]
18	10.2	4.9	2
90	28.3	3.2	2
180	43.8	2.64	2
360	67.7	2.08	2

Tabella 5: *Parametri che governano la distribuzione del modulo di Young del terreno al variare del sovraccarico  $q$*

Come si può notare, l'aumentare della profondità determina un sensibile incremento della capacità dell'ancoraggio, come anche della rigidità della curva tiro-spostamento. Complessivamente, l'insieme ancoraggio/terreno si comporta, ad esempio, come un provino di materiale granulare caricato in condizioni triassiali. Ciò che si osserva, infatti, è come, al crescere del confinamento (qui della profondità) aumenti la resistenza ma, aumentando anche la rigidità, la rottura viene sempre raggiunta in corrispondenza circa dello stesso livello di deformazione (qui di

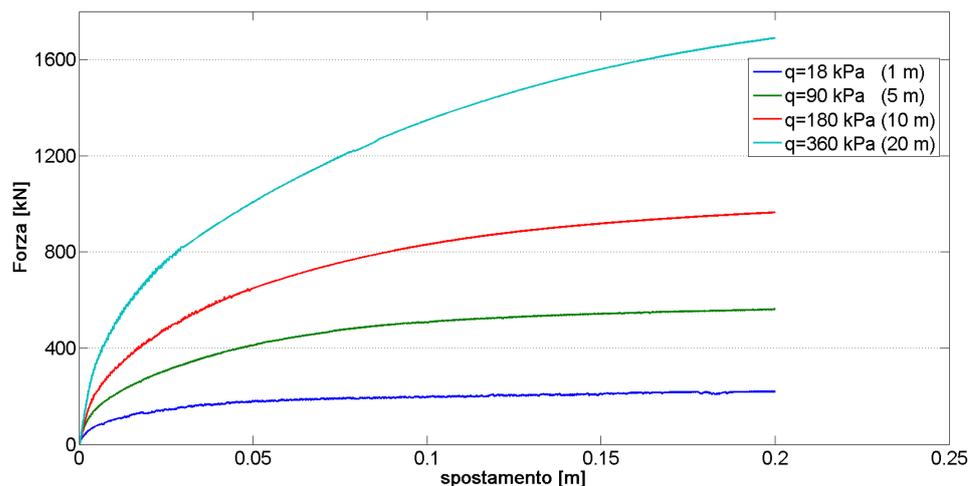


Figura 27: Curve tiro-spostamento al variare del sovraccarico  $q$

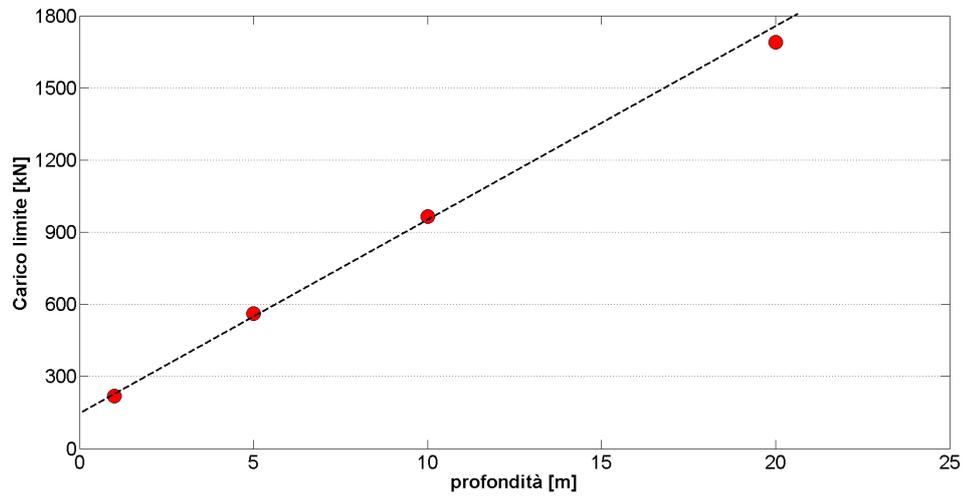
spostamento). A questo proposito, è essenziale introdurre la variazione del modulo di Young con la profondità, senza la quale, al crescere di  $q$ , si raggiungerebbe il collasso per valori dello spostamento via via più alti.

In Tabella 6 sono riportati i valori del carico limite<sup>3</sup> e della rigidezza tangente iniziale per le quattro profondità considerate; gli stessi valori sono poi rappresentati graficamente in Figura 28. Tali valori si prestano piuttosto bene ad esser linearmente interpolati, almeno nell'intervallo di profondità considerato. Si noti che le due rette interpolanti non possano per l'origine. Questo dipende dal fatto che, stante il riferimento adottato, ad una profondità nulla non corrisponde un TFEG "infixo in superficie", ma piuttosto il dominio in Figura 6 privo di sovraccarico (in grado comunque di opporre una certa resistenza allo sfilamento dell'ancoraggio).

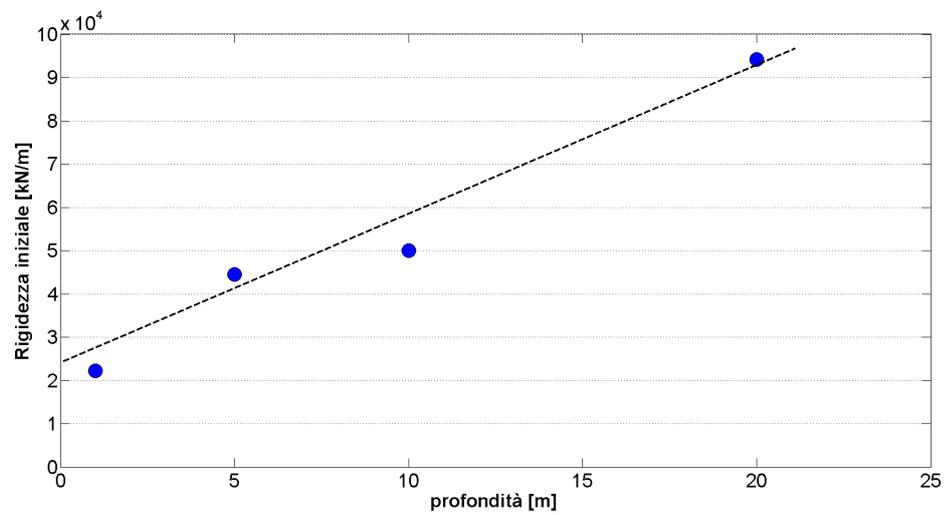
profondità [m]	carico limite [kN]	rigidezza iniziale [kN/m]
1	219	22222
5	561	44444
10	964	50000
20	1689	94117

Tabella 6: Carico limite e rigidezza tangente iniziale stimati per diverse profondità dell'ancoraggio

<sup>3</sup>si è assunto come stima della capacità portante il valore di carico raggiunto per uno spostamento imposto di 20 cm



(a) carico limite



(b) rigidità tangente iniziale

Figura 28: *Dipendenza del carico limite e della rigidità tangente dalla profondità*

## 5.2 Confronto tra modelli “con sovraccarico” e “in dimensione reale”

La scelta di utilizzare domini spaziali ridotti “con sovraccarico” è stata fatta finora senza mostrarne il livello di approssimazione corrispondente. Sostituire un vincolo cinematico (la presenza del terreno sovrastante) con una condizione statica (il sovraccarico), altera di fatto il problema in esame. Val la pena in quest’ultima sezione confrontare i risultati ottenuti con entrambi gli approcci. Tale confronto è stato operato con riferimento ai casi di sovraccarico  $q$  pari 18 e 90 kPa (profondità equivalente 1 e 5 m).

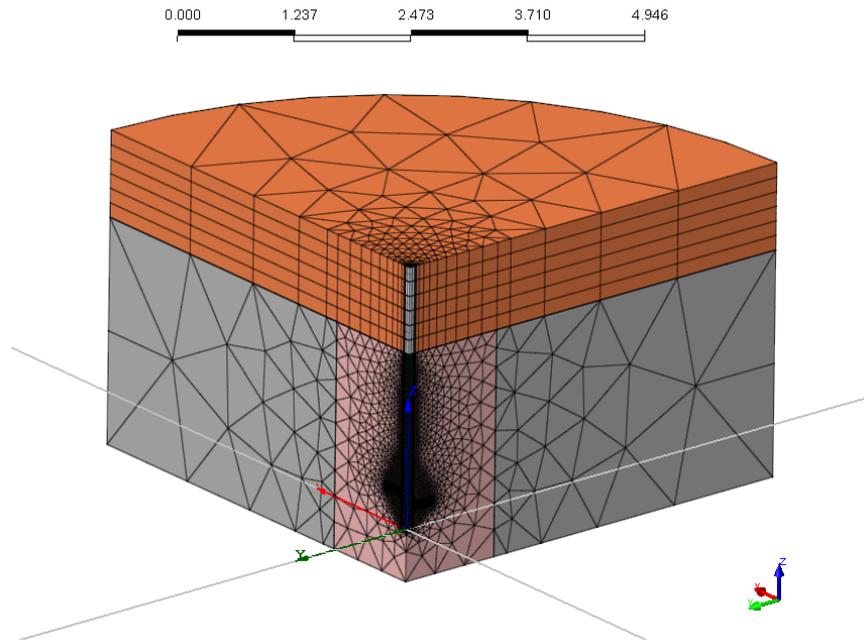
In Figura 29 sono riportate le mesh con dominio reale. Da un punto di vista operativo, MIDAS/GTS ha consentito di ottenerle agevolmente grazie al comando *Extrude Mesh*, mediante il quale è possibile elevare per un’altezza desiderata la suddivisione in triangoli della faccia superiore del modello di partenza <sup>4</sup>. La parte aggiuntiva è pertanto formata da elementi prismatici a base triangolare (e interpolazione quadratica). Se da un lato l’estrusione di una mesh è un’operazione piuttosto rapida, dall’altro bisogna considerare che all’aumentare del numero di suddivisioni lungo l’asse Z aumentano rapidamente i gradi di libertà del modello. Come al solito, anche in questo caso si è reso necessario cercare un compromesso tra accuratezza e tempo di calcolo.

Sono riportati in Figura 30 gli esiti del confronto, espressi in termini di curve stimate per l’intero ancoraggio. Come atteso, la presenza del terreno sovrastante conduce (i) ad un irrigidimento della curva tiro-spostamento e (ii) ad un aumento del carico limite, in maniera tanto più marcata all’aumentare dello spessore.

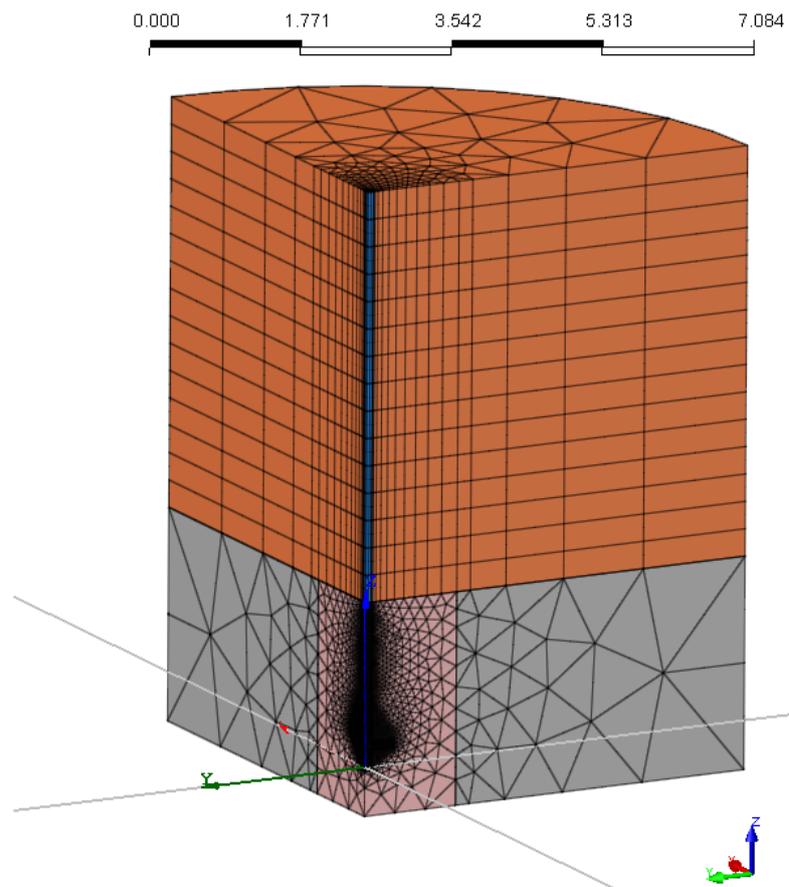
Si consideri in dettaglio, ad esempio, il caso relativo ad un sovrasspessore di 5 m (Figura 30). La presenza del sovraccarico reale aumenta sensibilmente la resistenza totale <sup>5</sup>, mentre uno spostamento imposto di 20 cm è ora insufficiente a raggiungere lo stato ultimo. La spiegazione è immediatamente evidente prendendo in considerazione la Figura 31, dove si visualizza il contour plot finale dello spostamento verticale per il caso con sovrasspessore 5 m. Si noti come in questo caso il meccanismo di sfilamento sia tutt’altro che sviluppato, mentre esiste una concentrazione degli spostamenti in una zona profonda attorno ai manicotti. È evidente che ingaggiando TFEG in profondità si favorisce l’insorgere di meccanismi profondi che tendono a non “sfogare” in superficie (come invece avviene in tutti i casi con sovraccarico “statico”). Si può comunque concludere che il modello ridotto con sovraccarico conduce a valutazioni *a favore di sicurezza*, e costituisce uno strumento di previsione senz’altro più “leggero” da un punto di vista computazionale. Si riporta inoltre in Figura 32 il contour plot finale dello sforzo orizzontale  $\sigma_y$ , in modo da visualizzare anche in questo caso l’estensione spaziale dell’effetto di “iperconfinamento” del fusto discusso in precedenza.

<sup>4</sup>In tal modo non solo la parte di terreno ma anche il fusto dell’ancoraggio è stato semplicemente elongato, non riproducendo quindi la consueta presenza dei trefoli di un tirante

<sup>5</sup>Perché i risultati siano propriamente confrontabili, occorrerebbe sottrarre alla curva tiro-spostamento “a dominio reale” l’integrale delle tensioni tangenziali lungo il tratto di fusto nel sovrasspessore (effetto assente nel caso a dominio ridotto)



(a) profondità di 1 m



(b) profondità di 5 m

Figura 29: Mesh impiegate per analisi con in dimensione reale

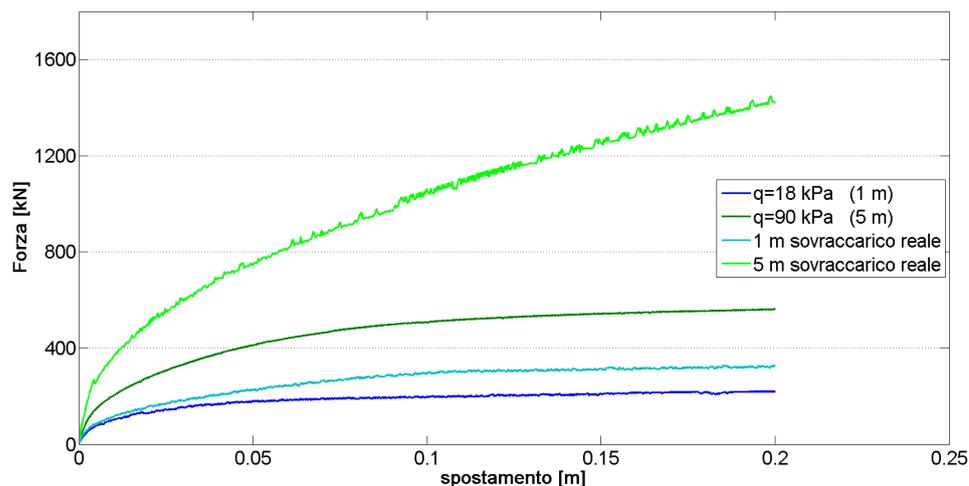


Figura 30: Curve tiro-spostamento per i casi con sovraccarico e in dimensione reale

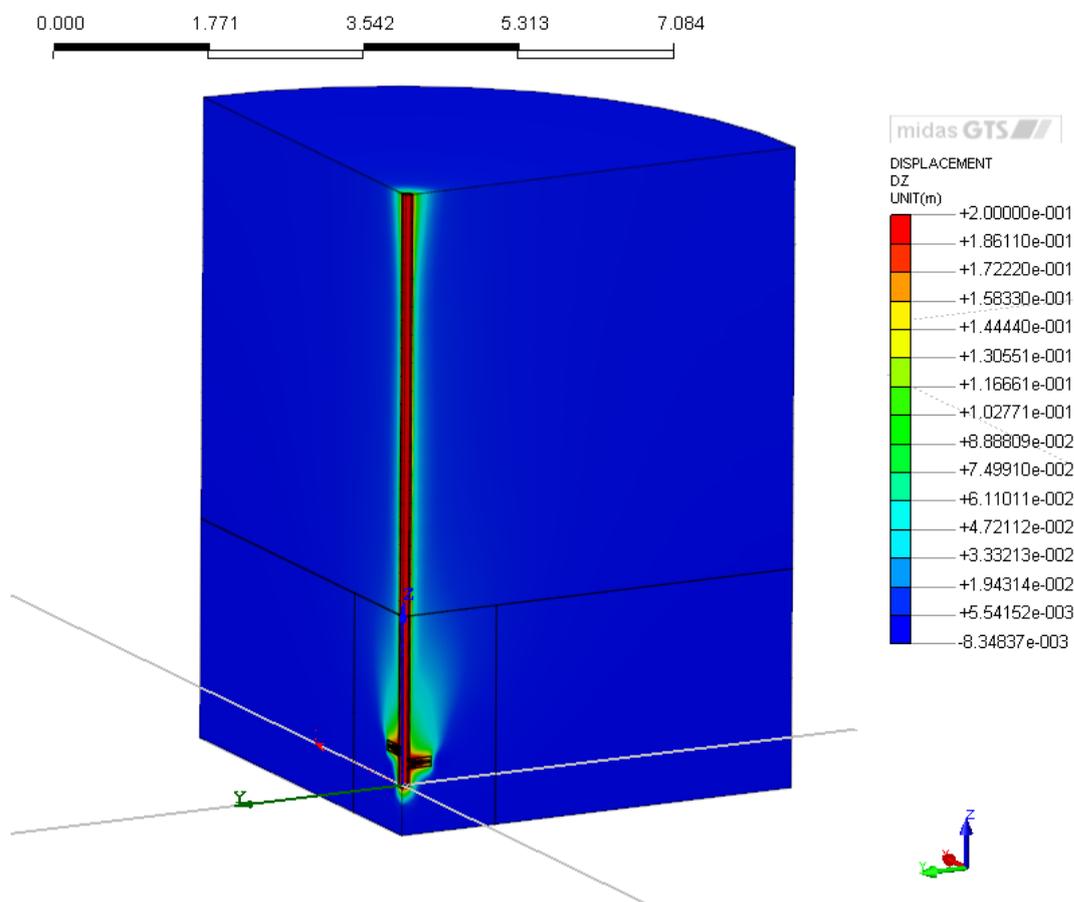


Figura 31: Contour plot dello spostamento  $z$  finale per il caso con 5 m di "sovraccarico reale"

### 5.3 Influenza delle proprietà meccaniche del terreno

Oltre che dalla profondità di infissione, il carico limite dell'ancoraggio è certamente dipendente dalle caratteristiche meccaniche del terreno. Per mostrare quantitativi-

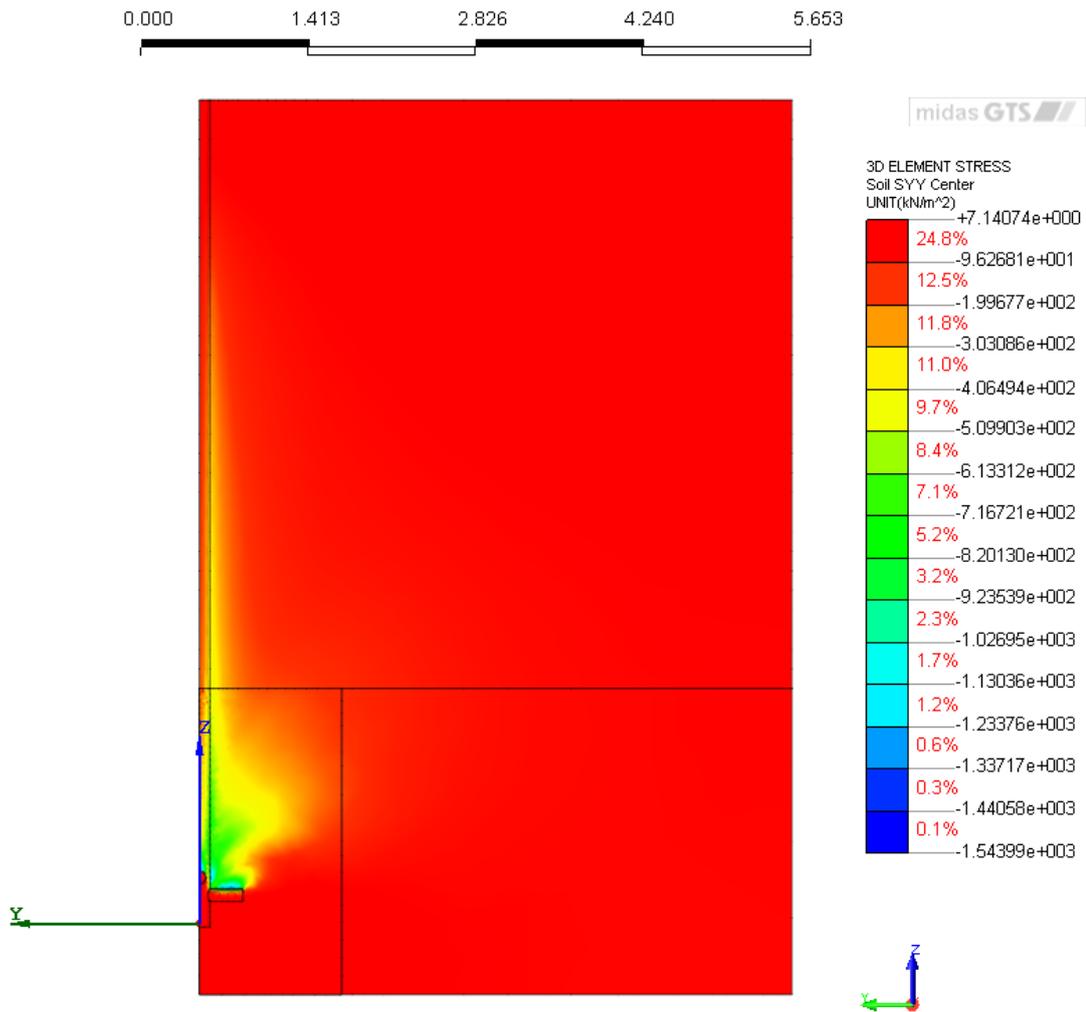
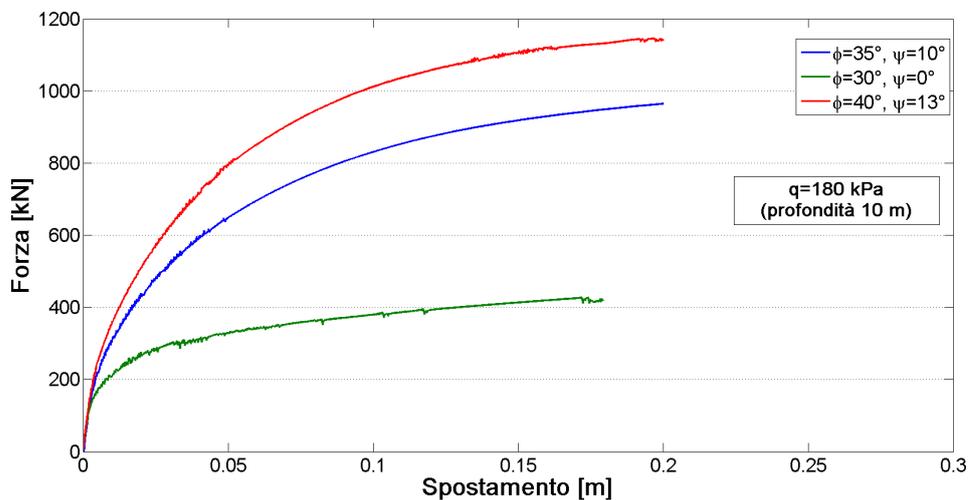


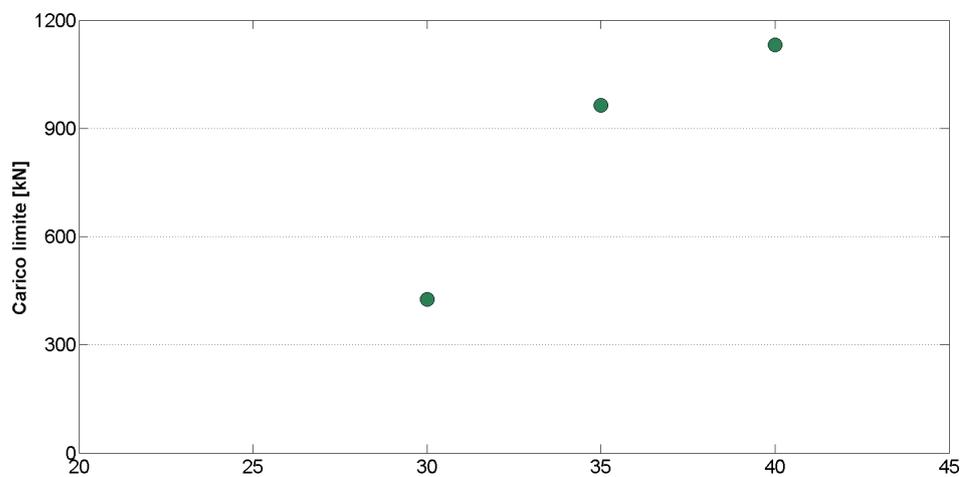
Figura 32: *Contour plot dello sforzo  $\sigma_y$  finale per il caso con 5 m di “sovraccarico reale”*

vamente quest’aspetto, la stessa analisi con  $q=180$  kPa esaminata in precedenza è stata ripetuta per le coppie attrito dilatanza 40–13 gradi e 30–0 gradi. A rigore, insieme alle proprietà di resistenza e dilatanza del materiale, dovrebbero variare anche quelle di rigidità; tuttavia, per meglio apprezzare il solo effetto di  $\phi'$  e  $\psi$ , il modulo di Young e il coefficiente di Poisson sono stati mantenuti invariati (così come riportati in Tabella 1).

L’esito dell’analisi parametrica riportato in Figura 33 conduce a una conclusione piuttosto intuitiva, e cioè che al crescere degli angoli di attrito e dilatanza aumenta – ma non proporzionalmente – la resistenza dell’ancoraggio; invece, resta immutata la rigidità iniziale della curva tiro-spostamento, proprio in virtù delle proprietà elastiche del terreno mantenute uguali nei tre casi.



(a) curve tiro-spostamento per diversi angoli d'attrito e di dilatanza



(b) carico limite vs angolo d'attrito del terreno

Figura 33: Dipendenza del carico limite dalle proprietà del terreno

## 6 Conclusioni

A conclusione del presente lavoro si riassumono qui di seguito gli aspetti principali del funzionamento di TFEG che l'analisi numerica ha messo in luce:

1. la notevole portanza di un tirante con TFEG deriva dalla combinazione di due effetti resistenti, uno diretto (dovuto all'infissione dei manicotti estrusi) e l'altro indiretto (confinamento del fusto incrementato per opera dell'azione dal basso dei manicotti). In particolare, quest'ultimo effetto indiretto potrebbe essere ulteriormente sfruttato cercando di massimizzare l'attrito fusto-terreno (almeno nella zona di interesse). A questo scopo gioverebbe, ad esempio, una riprofilatura – a maggiore scabrezza – del tratto di fusto interessato dall'incremento di confinamento;
2. la risposta strutturale dei singoli manicotti – sia essa elastica o elasto-plastica – influenza marginalmente la curva tiro-spostamento simulata; è stata tuttavia messa in luce una certa debolezza strutturale della zona centrale dei manicotti, a cui si dovrebbe rimediare per migliorare durabilità del manufatto;
3. in linea di principio, per risparmiare tempo di calcolo, è possibile studiare un ancoraggio profondo utilizzando un modello numerico a dominio ridotto, in cui si sostituisce la porzione di terreno superficiale con un sovraccarico equivalente. È però importante considerare un dominio ridotto sufficiente a contenere la “zona di influenza” del meccanismo resistente stesso;
4. l'utilizzo di un modello numerico ridotto con sovraccarico conduce normalmente a stime della capacità portante a favore di sicurezza;
5. come per qualsiasi altro sistema attritivo, l'aumento della profondità – e quindi del confinamento globale – determina un sostanziale aumento del carico limite del sistema di ancoraggio.
6. usando in maniera accoppiata degli abachi che esprimano dei legami “carico limite–profondità” e “carico limite–resistenza del terreno” è possibile pervenire ad una stima del massimo tiro sostenibile dall'ancoraggio.

I risultati ottenuti forniscono un'interpretazione meccanica dell'efficacia di TFEG per sistemi di ancoraggio, oltre che spunti di approfondimento per analisi successive. Da un punto di vista applicativo, infatti, si richiede di giungere a delle relazioni semplificate che da pochi parametri geometrici/meccanici consentano di stimare la capacità del tirante. Questo consentirebbe di ottimizzare il progetto dell'ancoraggio singolo e/o di un eventuale gruppo di ancoraggi.

## Bibliografia

- Corradi Dell'Acqua, L. (1992). *Meccanica delle strutture*. McGraw-Hill.
- Fortin, M. and Brezzi, F. (1991). *Mixed and hybrid finite element methods*. Springer-Verlag Berlin.

- Janbu, N. (1963). Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests. In *Proc. Eur. Conf. Soil Mech. Found. Eng., vol.1, pp.19–25*.
- MIDAS (2005). Midas/gts manual. Technical report, MIDAS IT Co., Ltd. (<http://eng.midasit.com/gts>).
- Nova, R. (2002). *Fondamenti di meccanica delle terre*. McGraw-Hill.
- Viggiani, C. (1999). *Fondazioni*. Hevelius.
- Wood, D. (2004). *Geotechnical modelling*. Spon Press.
- Zienkiewicz, O. and Taylor, R. (2000). *The finite element method. Vol. 1: Its basis and fundamentals (5th edition)*. Butterworth-Heinemann.

## 7 Appendice

### 7.1 Dimensionamento del dominio di calcolo

Un aspetto rilevante nella generazione del modello a EF riguarda il dimensionamento del dominio di calcolo. Per il problema in esame, ciò significa determinare a che distanza dall'asse del tirante posizionare il contorno esterno del modello. In Figura 34 sono riportati i tre tentativi considerati, per i quali la sezione verticale del dominio ha dimensioni rispettivamente di  $1.2 \times 2.6$  metri (Figura 34a),  $5 \times 2.6$  metri (Figura 34b),  $8 \times 2.6$  metri (Figura 34c).

In Figura 35 si riportano le curve tiro-spostamento ottenute per il quarto di incoraggio impiegando le tre mesh in Figura 34 (analisi di tiro con  $q=180$  kPa e gli stessi parametri costitutivi elencati nella Tabelle 1-3). Come si può notare, non è quasi apprezzabile alcuna differenza tra i risultati ottenuti con le mesh 2 (Figura 34b e 3 (Figura 34c). Questo giustifica la scelta, già introdotta nel paragrafo 2.2, di utilizzare la mesh 2 per tutte le analisi effettuate.

### 7.2 Scelta del tipo e della taglia degli elementi finiti

Verificare che la soluzione numerica non vari allargando il contorno esterno non esaurisce l'insieme dei test preliminari per una corretta modellazione a EF. Occorre anche accertarsi che la soluzione ottenuta sia il più possibile prossima alla soluzione esatta del problema (nell'auspicabile ipotesi che quest'ultima esista e sia unica). Quest'aspetto riguarda la scelta del tipo di EF (grado di interpolazione) e della loro taglia. MIDAS/GTS offre la possibilità di scegliere tra elementi ad interpolazione lineare o quadratica, mentre la taglia e la disposizione all'interno della mesh è a discrezione dell'analista.

Fissata la dimensione del dominio scelta nel paragrafo precedente, in Figura 36 si mostrano i tre casi di: (a) una mesh piuttosto fitta di elementi lineari (Figura 36a), (b) una mesh più rada di elementi quadratici (Figura 36b), (c) una mesh più fine di elementi quadratici (Figura 36c, infittimento visibile nella zona rosa). Con riferimento ai parametri del terreno in Tabella 7, sono state effettuate per le tre mesh altrettante prove di tiro (imposto un modestissimo sovraccarico  $q=1$  kPa), le cui curve tiro-spostamento – sempre per il quarto di incoraggio – sono riportate in Figura 37.

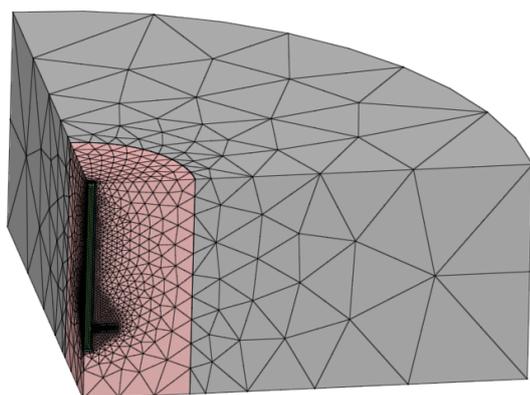
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	20	80	0	2	0.3	35	5	10

Tabella 7: Calibrazione del modello Mohr-Coulomb per il terreno

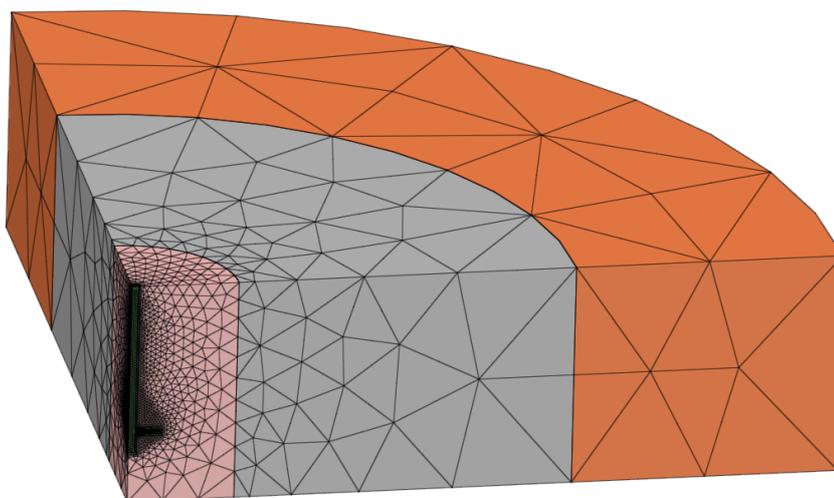
Si osservi come la curva ottenuta con la mesh ad elementi lineari sovrastimi visibilmente i risultati derivati mediante elementi quadratici: si tratta di una chiara manifestazione del fenomeno del *locking*, che rende gli elementi lineari di fatto inaffidabili per analisi elastoplastiche di questo tipo. I risultati dalle due mesh quadratiche sono tra loro consistenti; a favore di precisione, è stata adottata la



(a) mesh 1



(b) mesh 2



(c) mesh 3

Figura 34: Identificazione dei limiti del dominio di calcolo

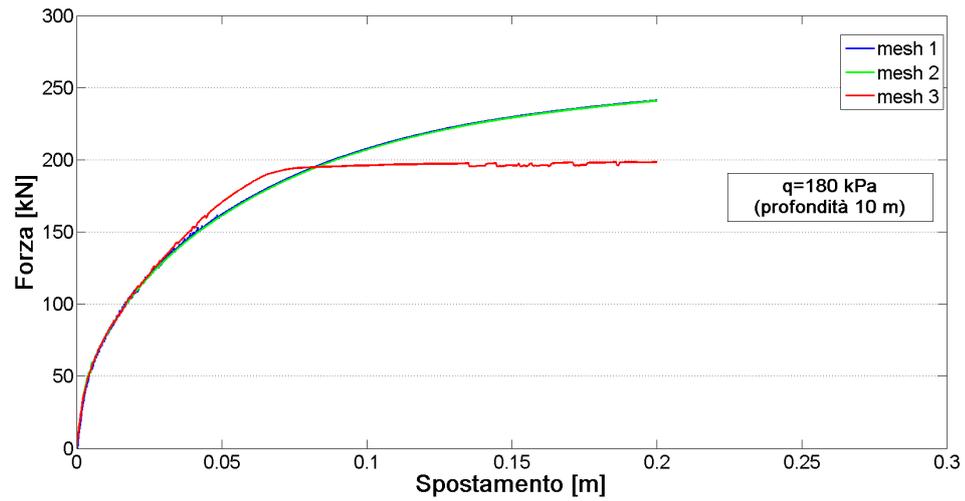
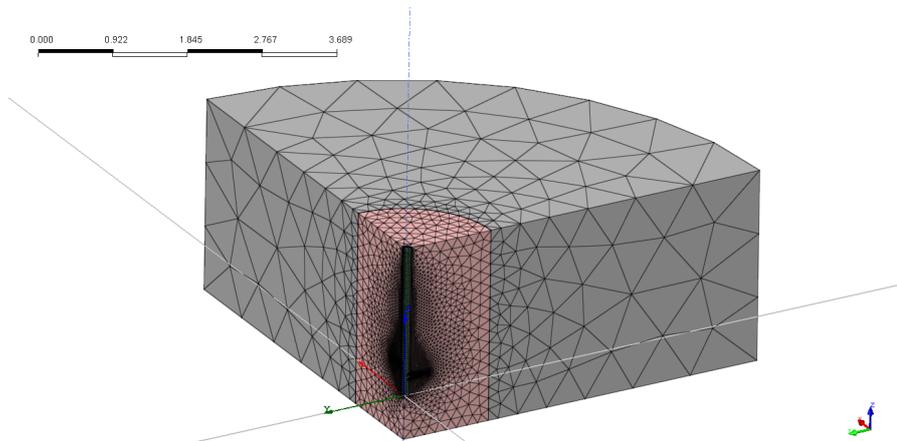
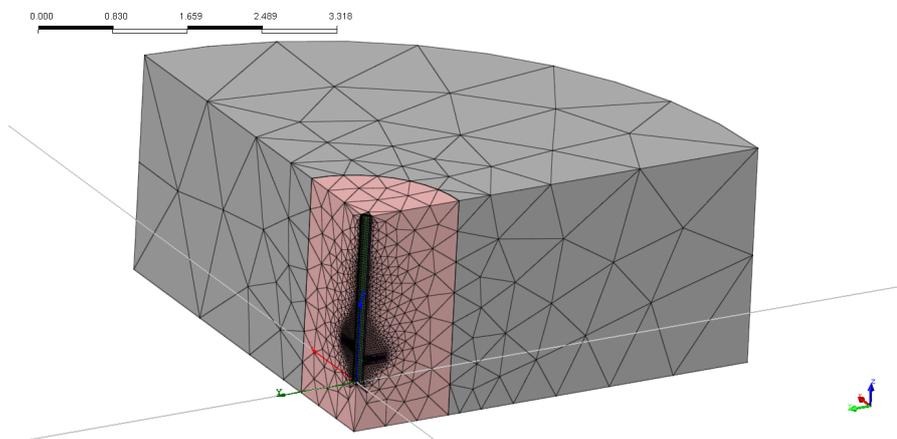


Figura 35: Curve tiro-spostamento al variare dei limiti esterni del dominio di calcolo ( $q=180 \text{ kPa}$ )

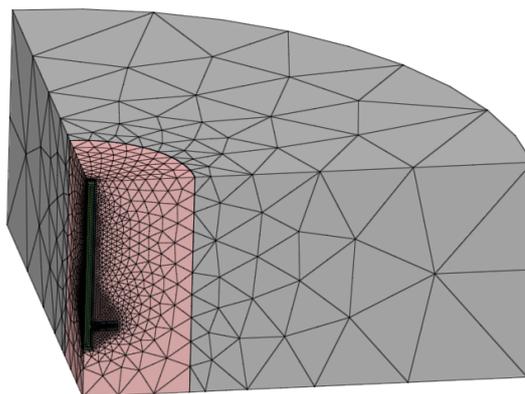
mesh più fine per tutte le analisi effettuate (si noti che le mesh nelle Figure 34b e 36c sono in realtà la stessa).



(a) mesh fitta – elementi lineari



(b) mesh rada – elementi quadratici



(c) mesh fitta – elementi quadratici

Figura 36: Mesh a diversi numero e tipo di elementi finiti

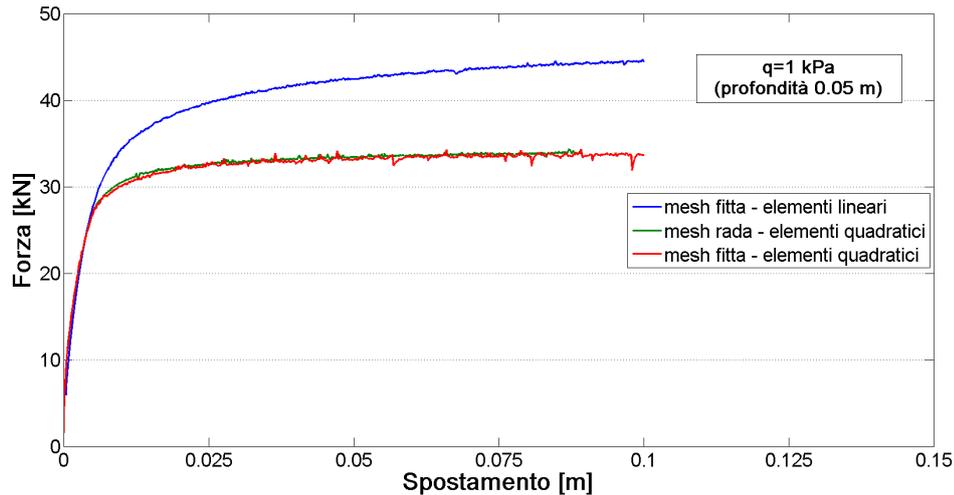


Figura 37: Curve tiro-spostamento al variare del numero e del tipo di elementi finiti ( $q=1$  kPa)

## 8 Riassunto dei risultati numerici ottenuti

In questa sezione conclusiva si riassumono schematicamente i risultati delle analisi parametriche effettuate al variare della profondità e delle proprietà del terreno.

Per ognuna di esse si riportano:

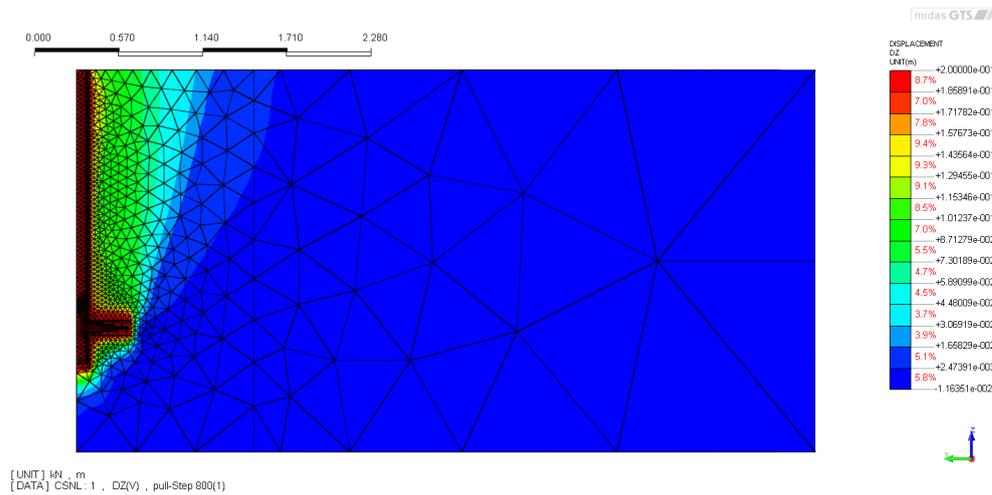
- lo spostamento  $U$  imposto alla sommità del tirante;
- il sovraccarico superficiale  $q$  ovvero la profondità dell'ancoraggio;
- i parametri costitutivi del terreno (quelli dell'acciaio e dell'interfaccia non sono mai stati variati e sono riportati nel corpo principale del testo);
- materiale utilizzato per i manicotti (acciaio elasto o elasto-plastico; come già mostrato questa scelta influenza la risposta strutturale dei manicotti, ma è circa irrilevante per la curva finale tiro-spostamento);
- i contour plot (sezione YZ) all'istante finale delle variabili: sforzi verticale ( $\sigma_z$ ) e orizzontale ( $\sigma_y$ ) nel terreno, spostamento verticale ( $u_z$ ) e deformazione tangenziale plastica ( $\gamma_{yz}^{pl}$ ) nel terreno, sforzo di Mises ( $\sigma_{Mises}$ ) nell'acciaio.

Le curve tiro-spostamento ottenute sono già state presentate in precedenza e, pertanto, saranno nel seguito omesse.

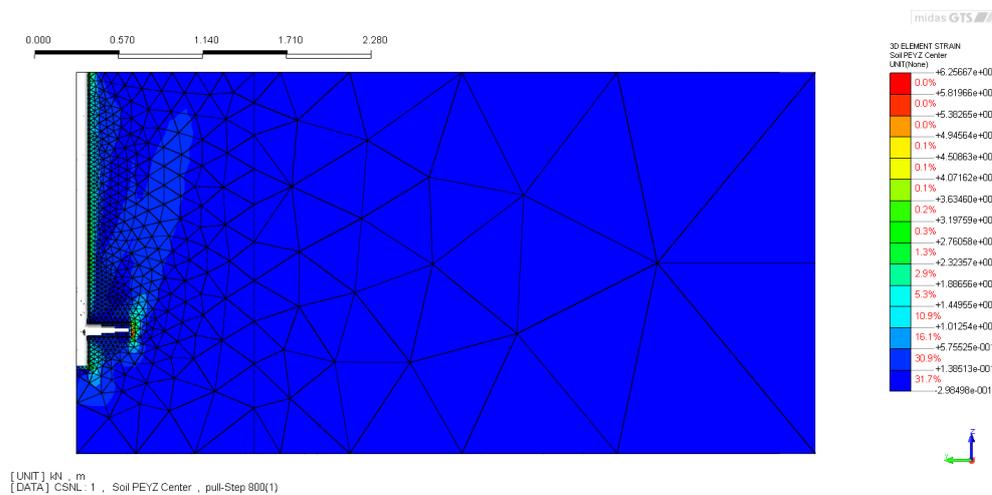
### 8.1 Analisi #1

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=18$  kPa (profondità equivalente 1 m)
- materiale manicotti: acciaio elastico

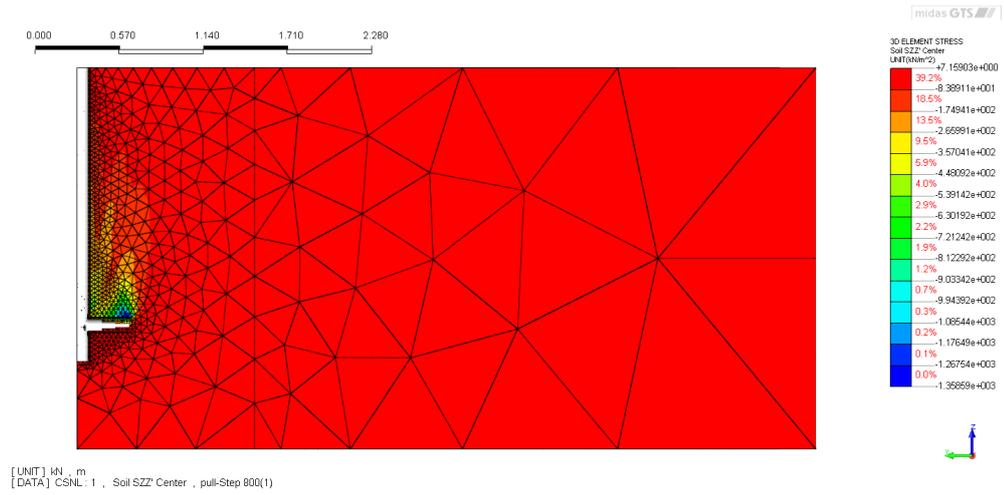
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	10.26	4.89	2	0.3	35	5	10



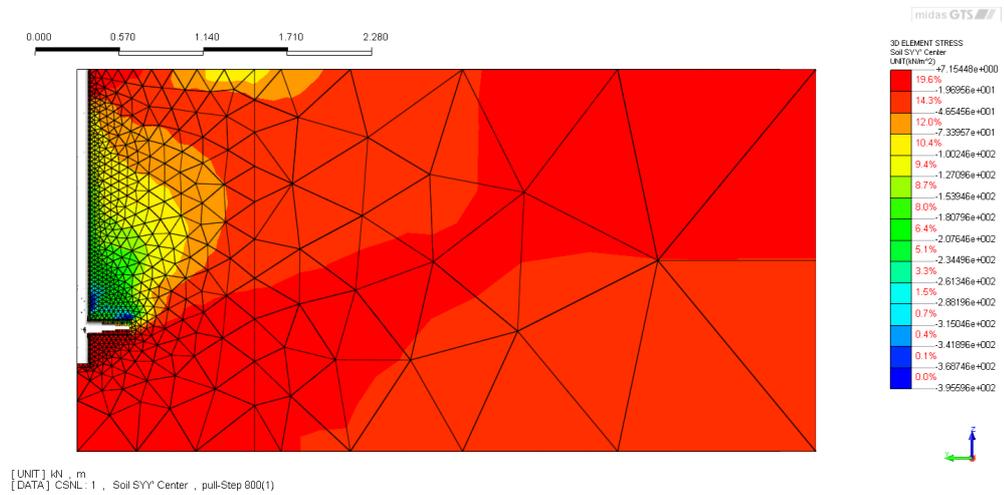
(a)  $u_z$



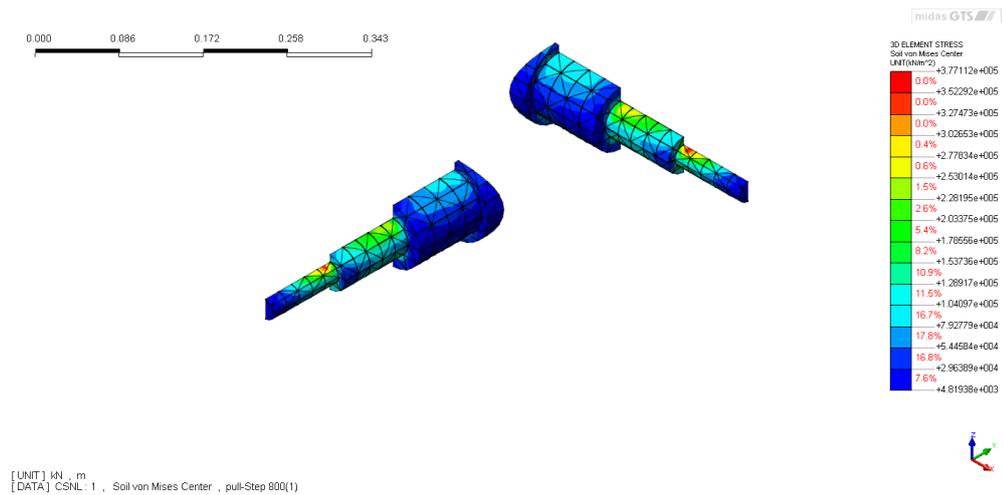
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



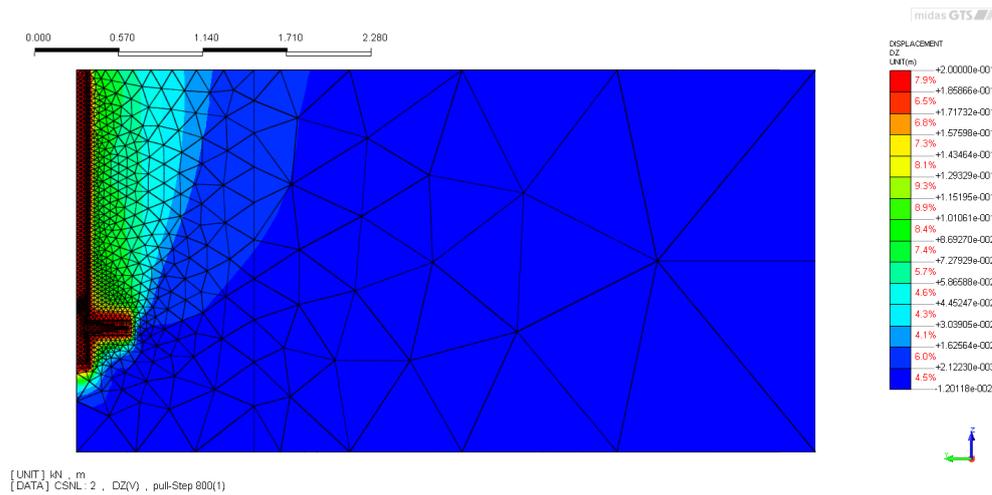
(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 38: Contour plots analisi #1

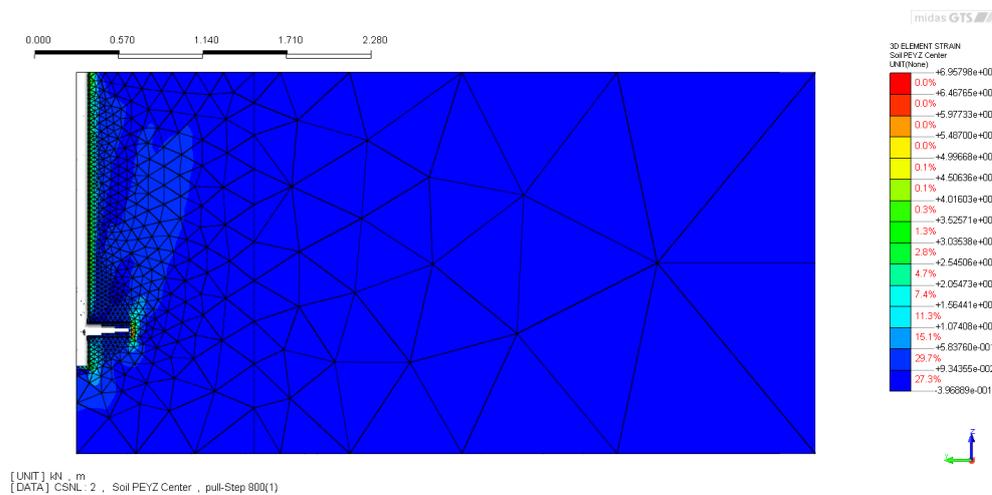
## 8.2 Analisi #2

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=90$  kPa (profondità equivalente 5 m)
- materiale manicotti: acciaio elastico

terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	28.28	3.28	2	0.3	35	5	10



(a)  $u_z$



(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$

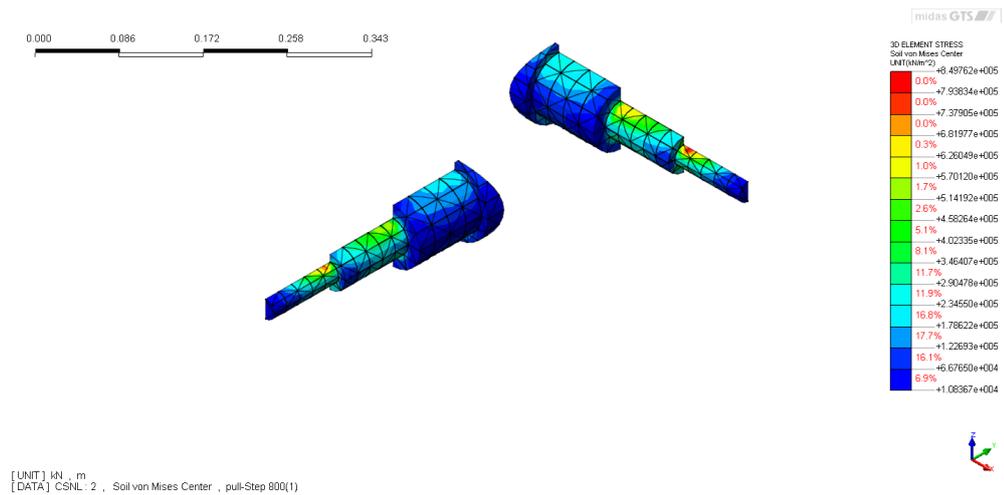
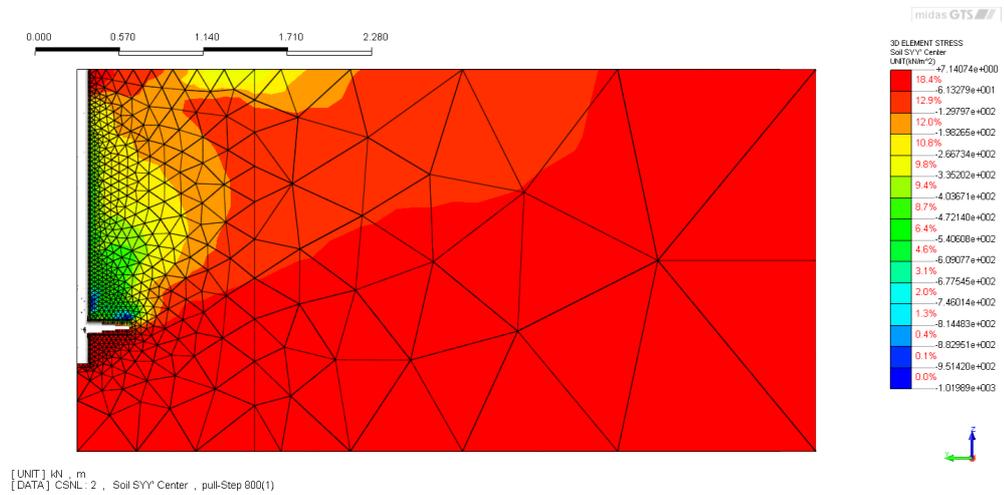
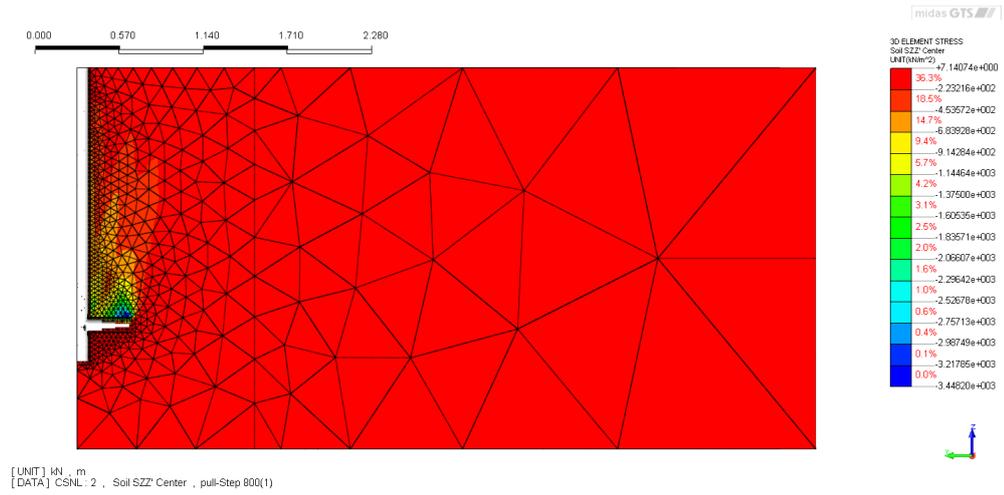
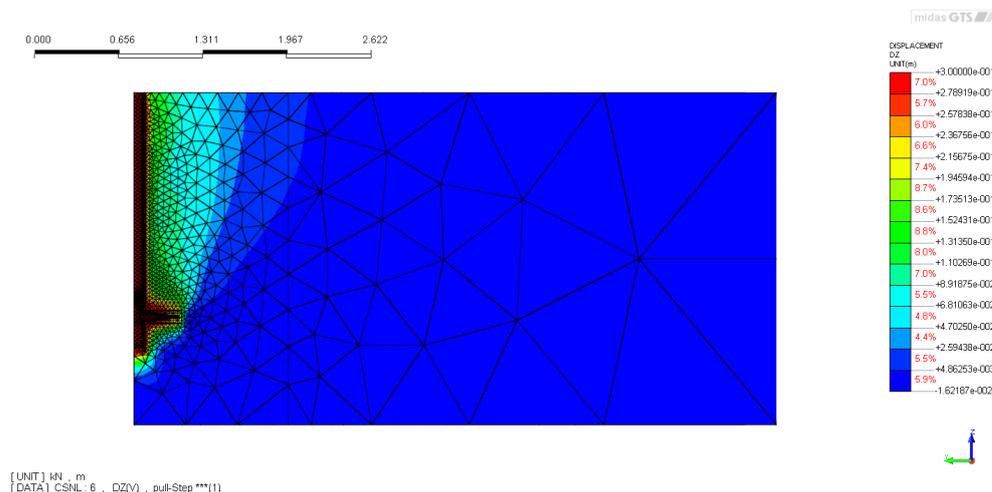


Figura 39: Contour plots analisi #2

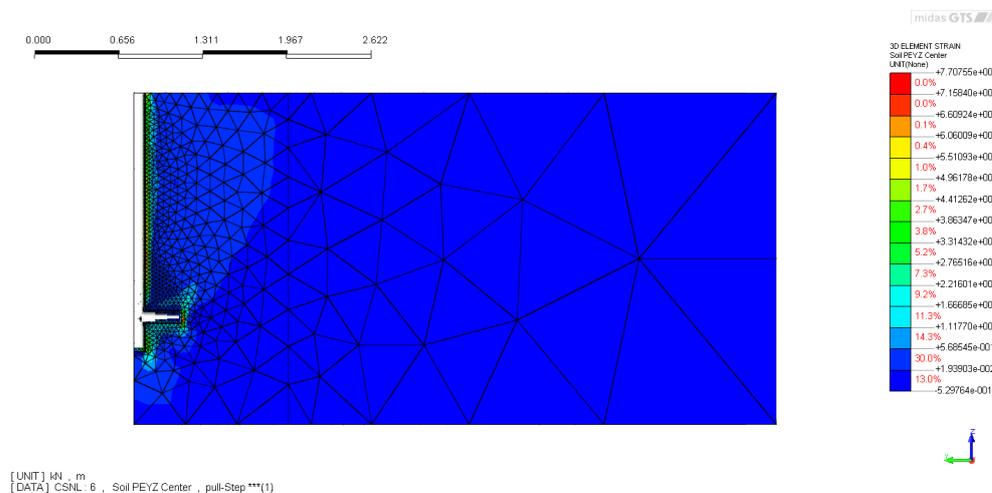
### 8.3 Analisi #3

- spostamento imposto  $U=0.3$  m
- sovraccarico  $q=180$  kPa (profondità equivalente 10 m)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

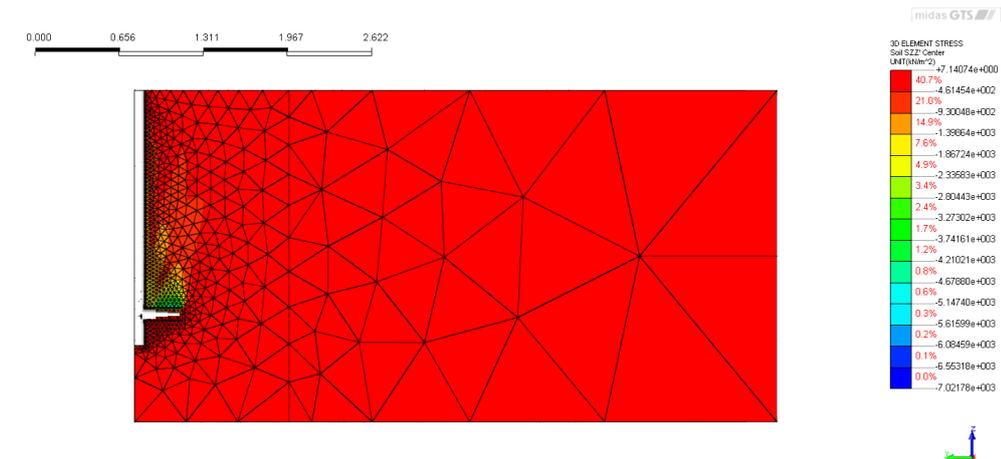
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	43.78	2.63	2	0.3	35	5	10



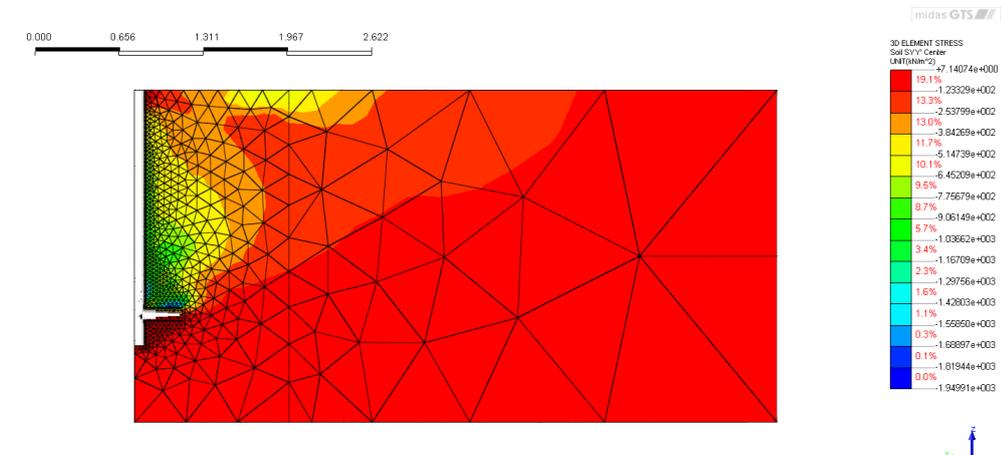
(a)  $u_z$



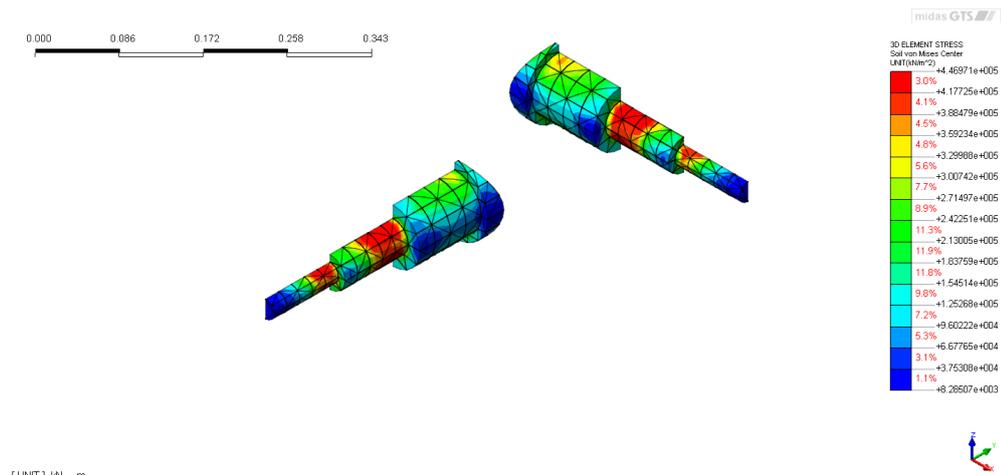
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



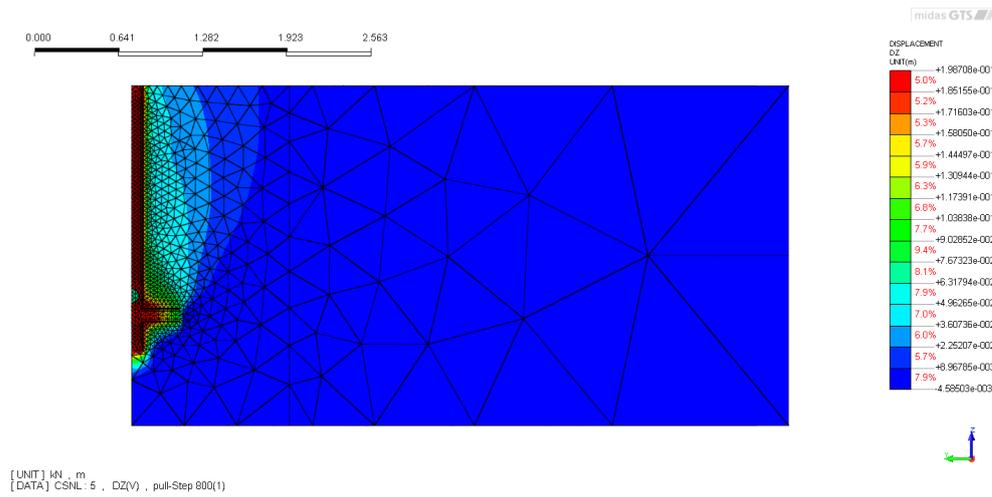
(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 40: Contour plots analisi #3

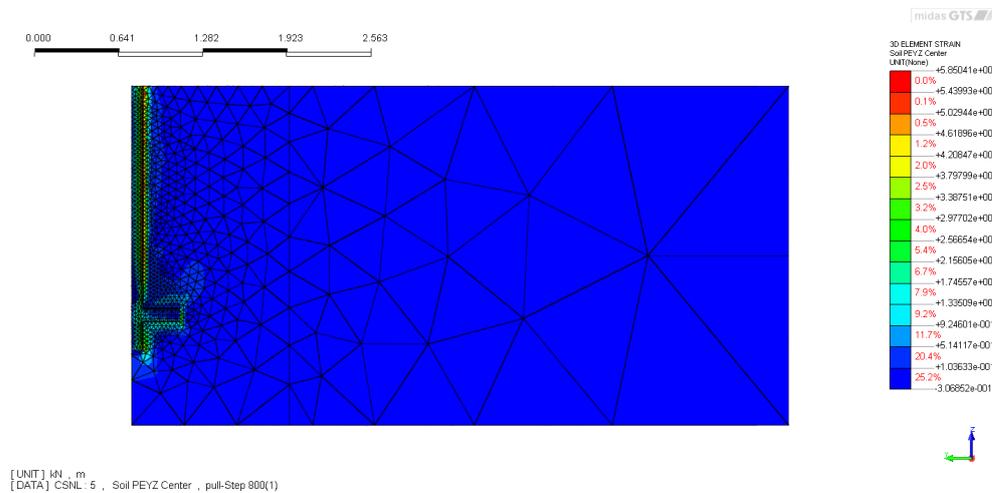
### 8.4 Analisi #4

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=360$  kPa (profondità equivalente 20 m)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

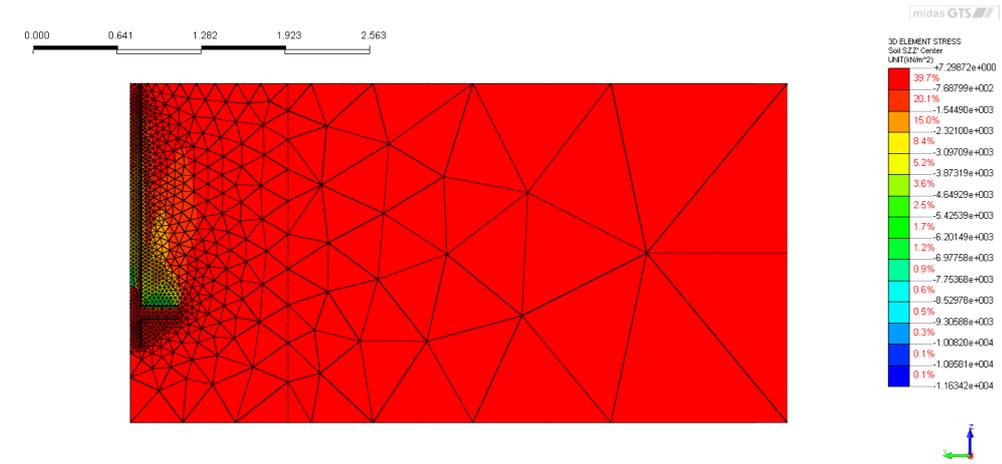
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	67.75	2.08	2	0.3	35	5	10



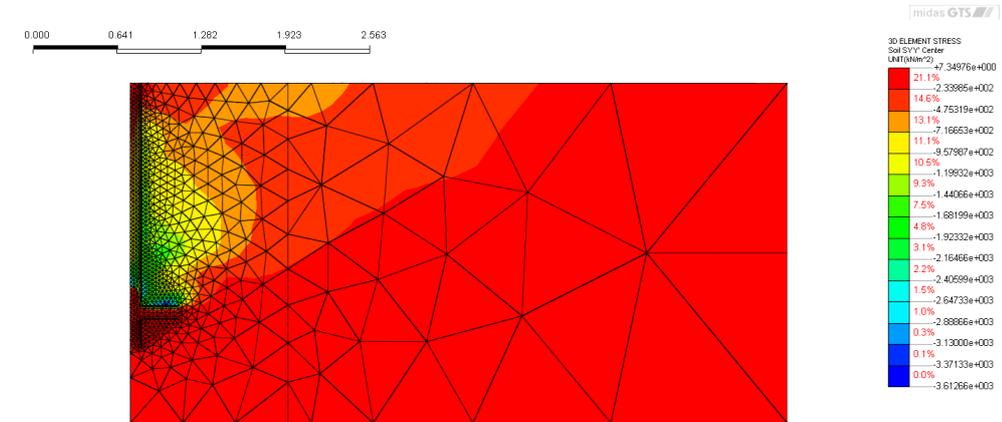
(a)  $u_z$



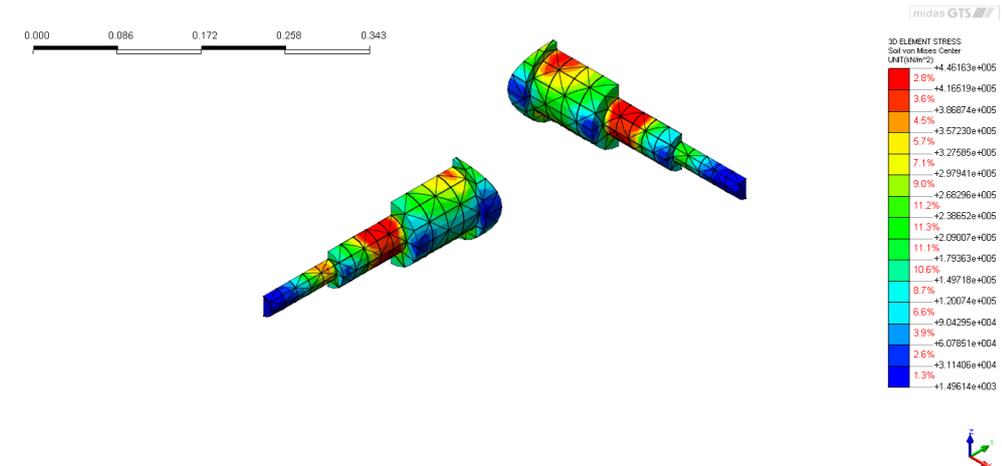
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



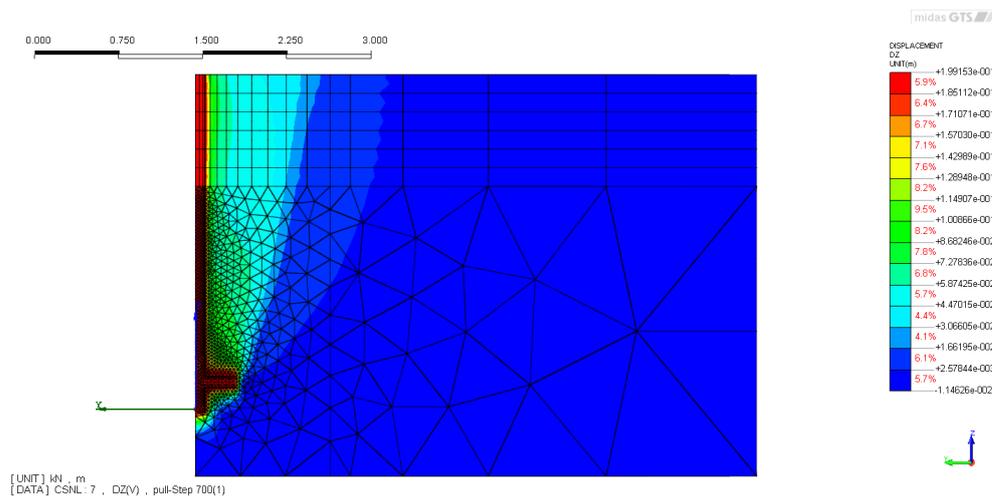
(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 41: Contour plots analisi #4

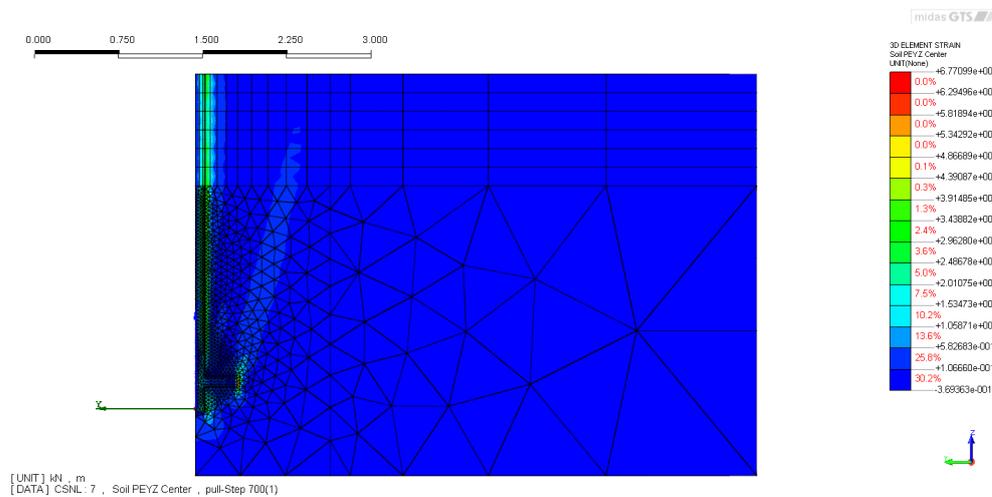
### 8.5 Analisi #5

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=0$  kPa (profondità 1 m – con dominio reale)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

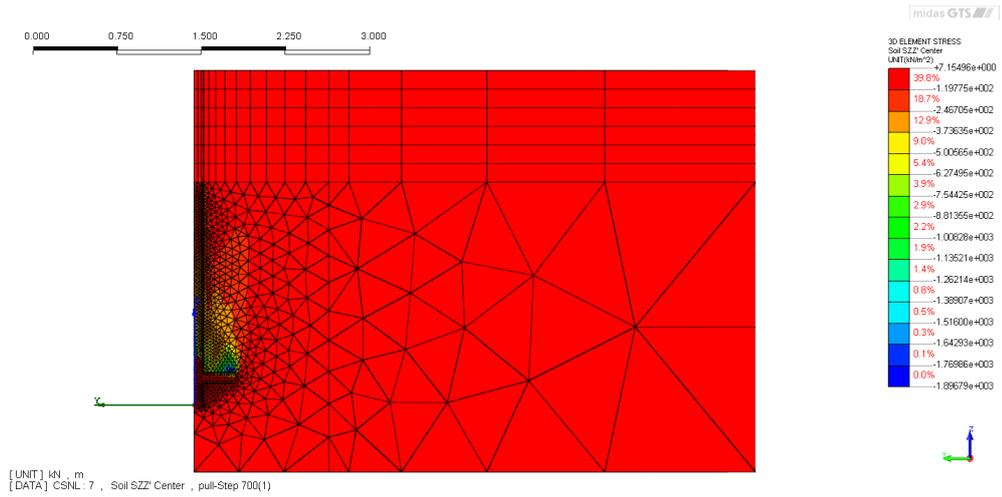
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	10.26	4.89	2	0.3	35	5	10



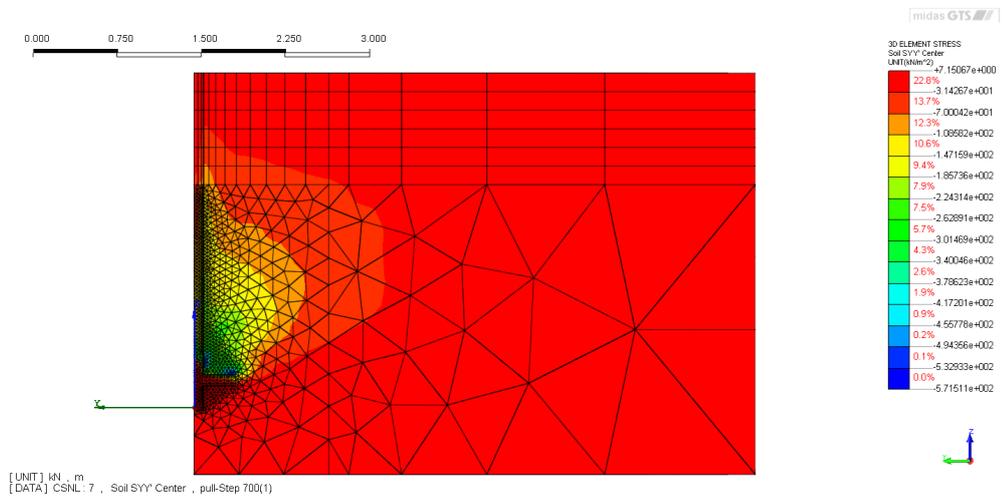
(a)  $u_z$



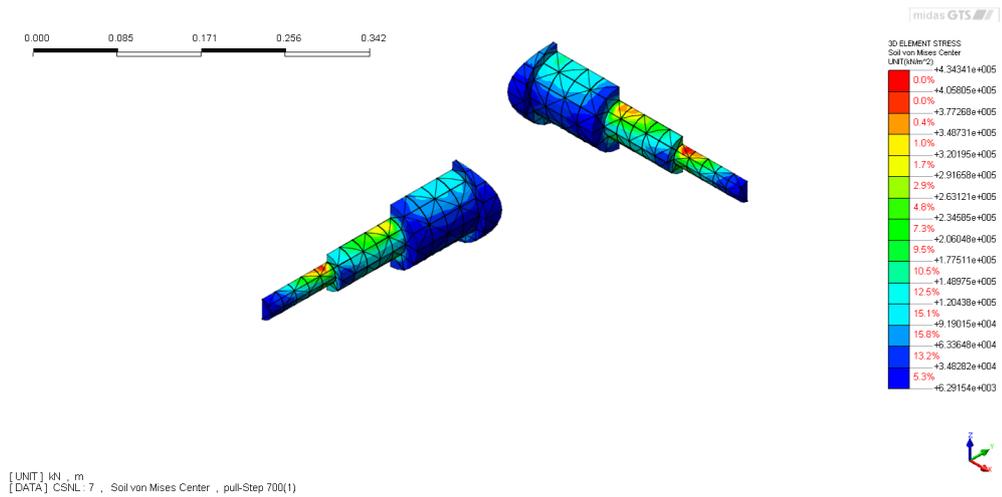
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



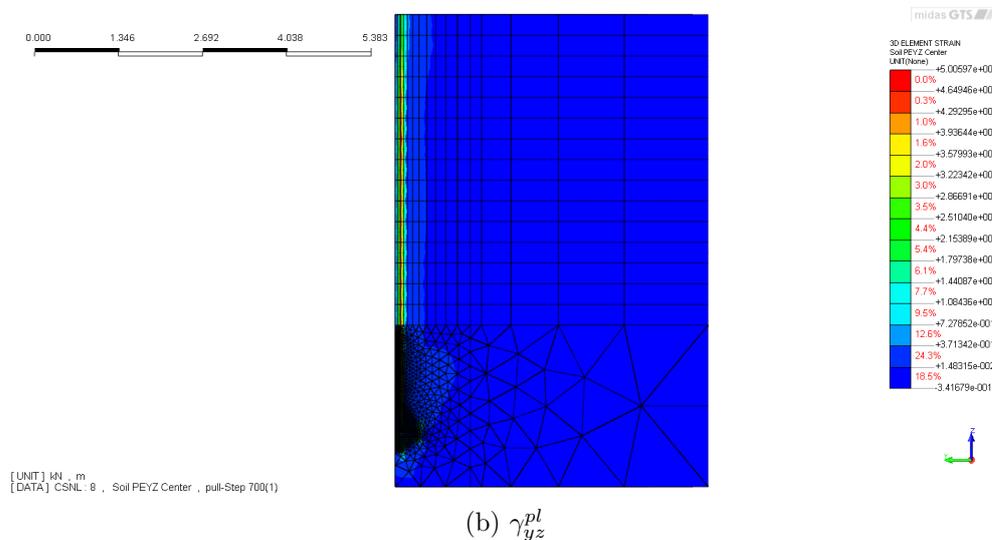
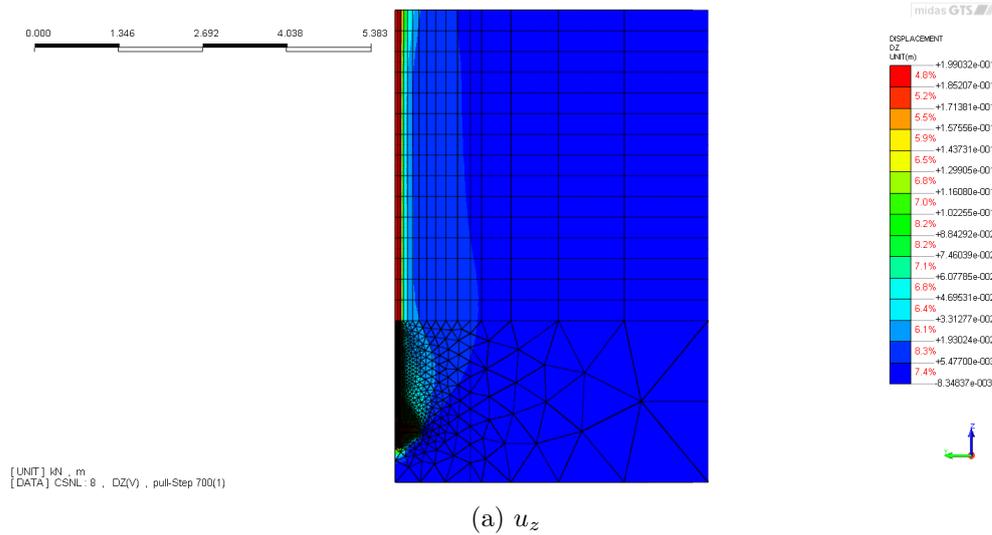
(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 42: Contour plots analisi #5

## 8.6 Analisi #6

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=0$  kPa (profondità 5 m – con dominio reale)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	10.26	4.02	6	0.3	35	5	10



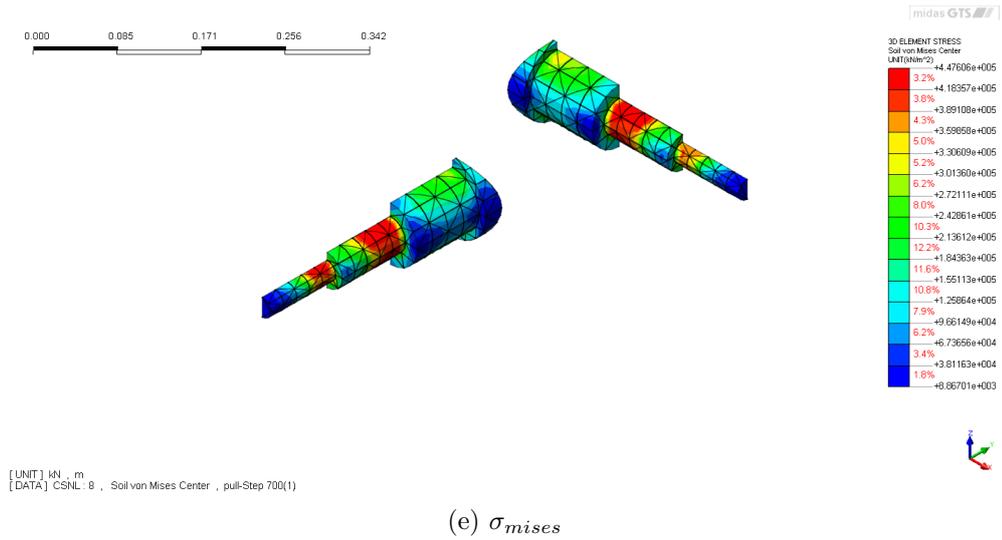
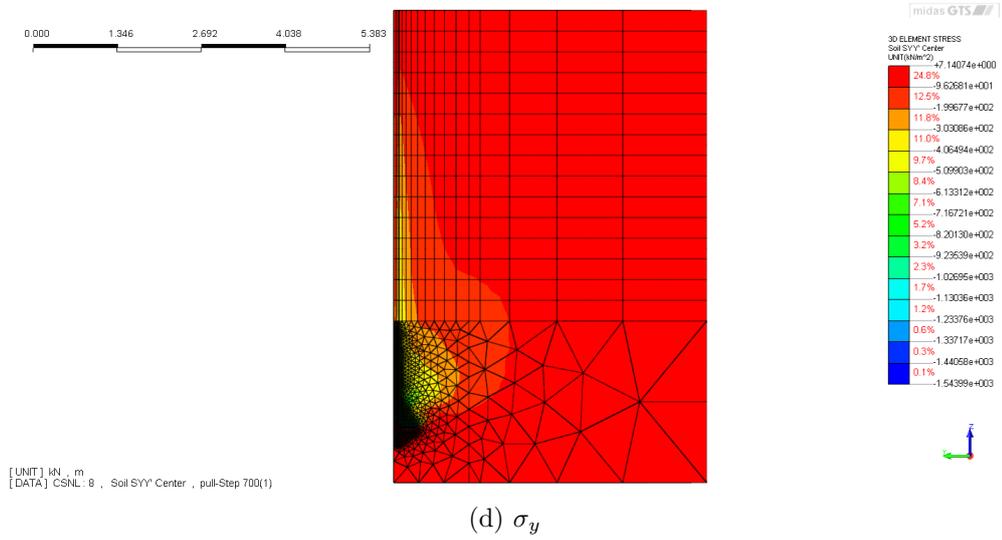
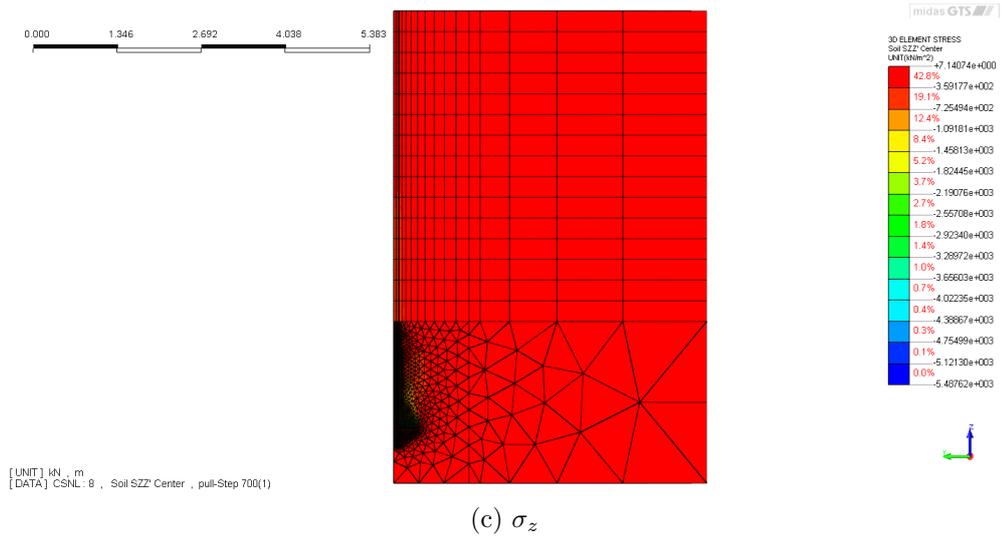
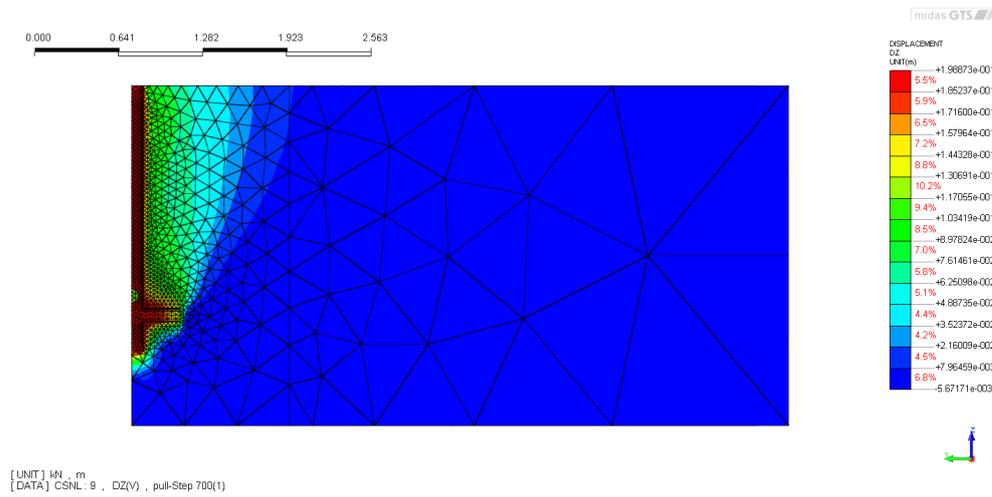


Figura 43: Contour plots analisi #6

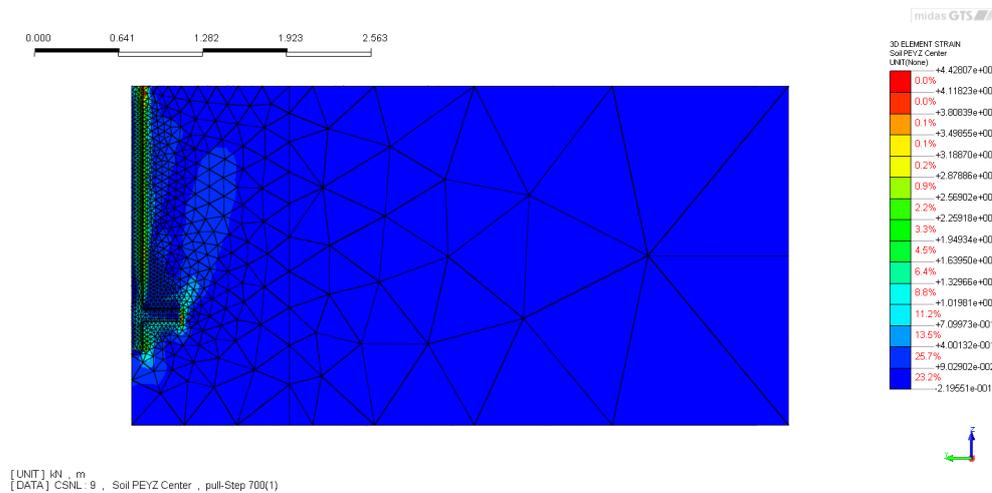
### 8.7 Analisi #7

- spostamento imposto  $U=0.2$  m
- sovraccarico  $q=180$  kPa (profondità equivalente 10 m)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

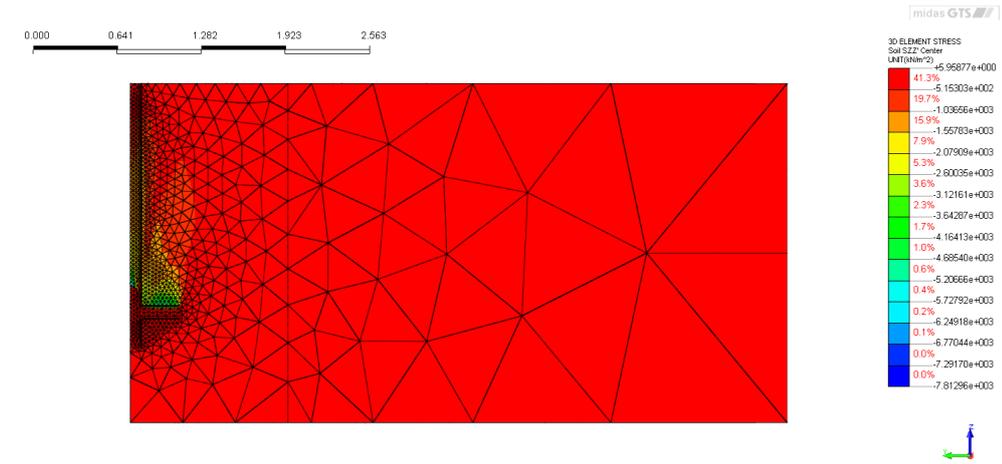
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	43.78	2.63	2	0.3	40	5	13



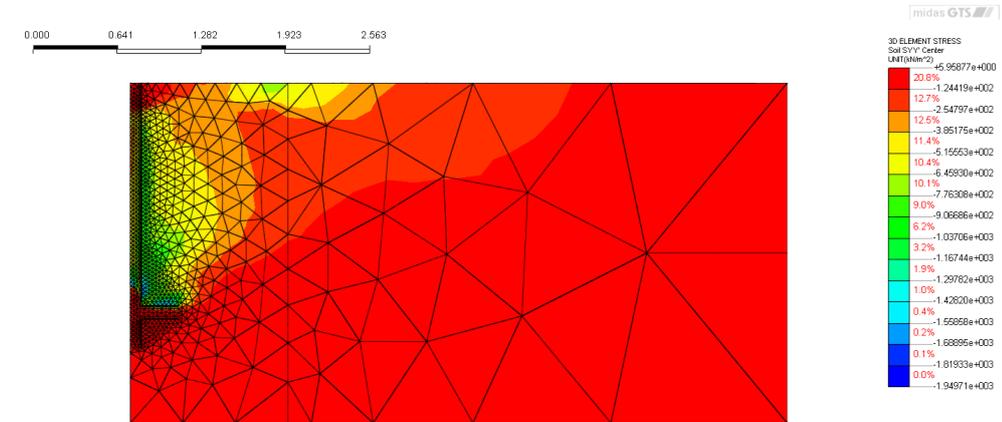
(a)  $u_z$



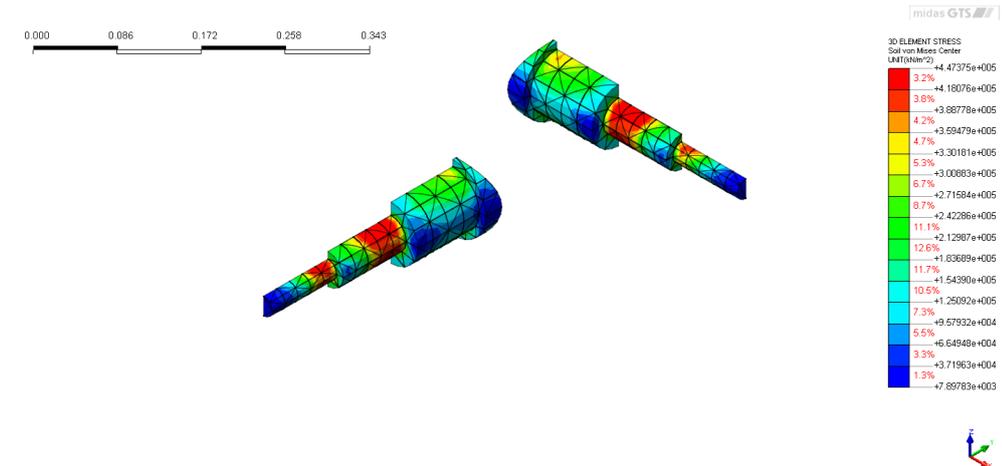
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



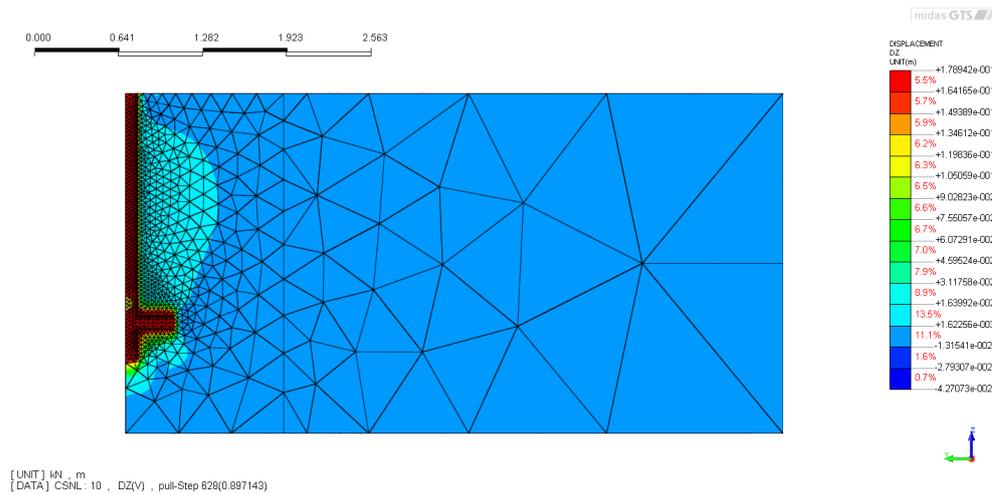
(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 44: Contour plots analisi #7

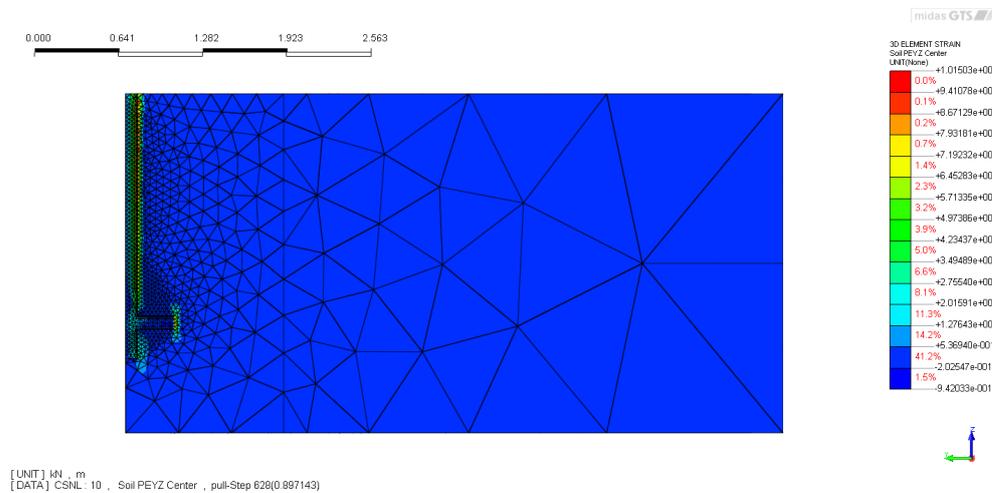
### 8.8 Analisi #8

- spostamento imposto  $U=0.18$  m
- sovraccarico  $q=180$  kPa (profondità equivalente 10 m)
- materiale manicotti: acciaio elasto-plastico

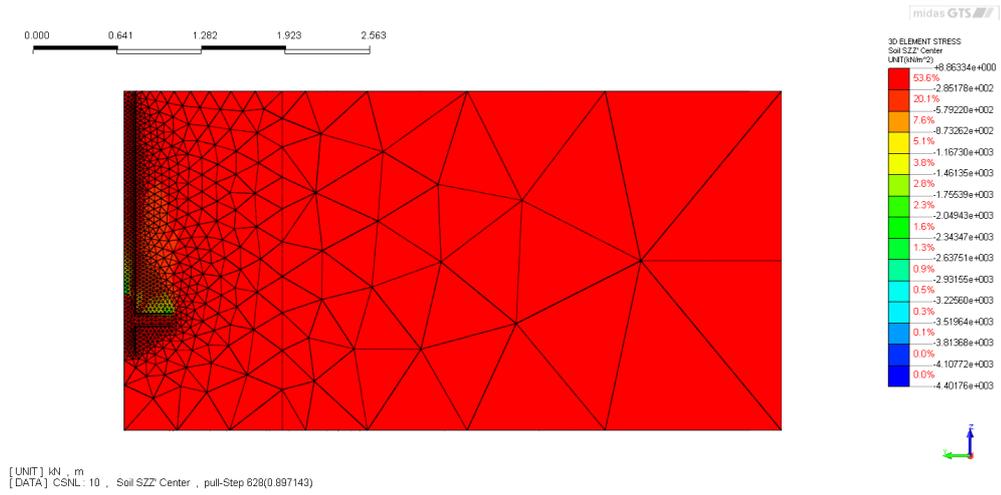
terreno	$\gamma_t$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$E_{ref}$ [MPa]	$E_{inc}$ [MN/m <sup>3</sup> ]	$z_{ref}$ [m]	$\nu$ [-]	$\phi'$ [deg]	$c'$ [kPa]	$\psi$ [deg]
	18	43.78	2.63	2	0.3	30	5	0



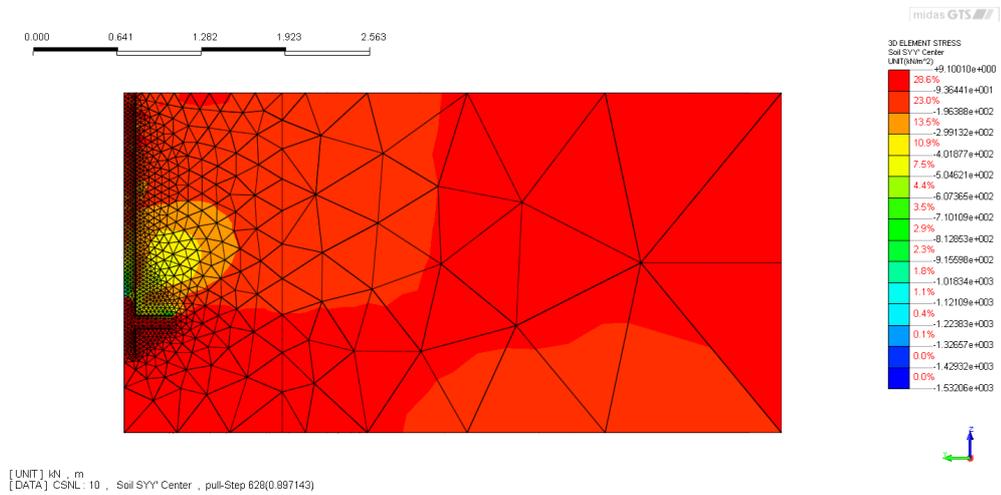
(a)  $u_z$



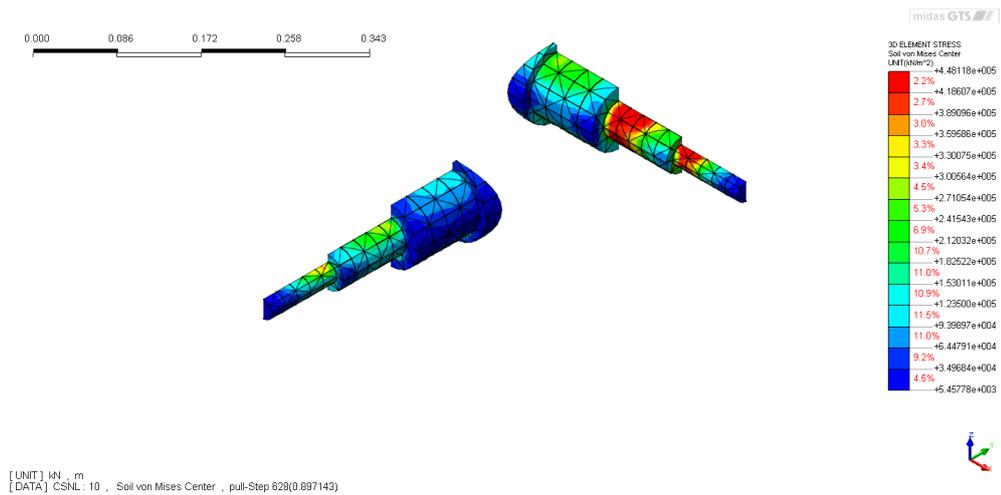
(b)  $\gamma_{yz}^{pl}$



(c)  $\sigma_z$



(d)  $\sigma_y$



(e)  $\sigma_{mises}$

Figura 45: Contour plots analisi #8

## Elenco delle figure

1	<i>Schema geometrico di TFEG a quattro manicotti</i>	6
2	<i>Modello 3D di un tirante con TFEG a quattro manicotti</i>	7
3	<i>Particolare di un manicotto estruso</i>	8
4	<i>Modello ridotto con guaina protettiva</i>	12
5	<i>Elementi tetraedrici a dieci nodi</i>	13
6	<i>Mesh 3D per la simulazione delle prove di tiro</i>	13
7	<i>Dettagli della mesh 3D impiegata</i>	14
8	<i>Rappresentazione grafica dell'espressione (1)</i>	16
9	<i>Calibrazione di <math>E</math> linearmente variabile con la profondità</i>	17
10	<i>Curva tiro-spostamento per un quarto dell'intero ancoraggio, <math>q=180\text{kPa}</math></i>	18
11	<i>Curva tiro-spostamento stimata per l'intero ancoraggio, <math>q=180\text{kPa}</math></i>	19
12	<i>Contour plot dello spostamento verticale in configurazione deformata</i>	19
13	<i>Dettaglio della deformata nell'intorno di un manicotto</i>	20
14	<i>Contour plot – sezione YZ</i>	21
15	<i>Evoluzione dello spostamento <math>z</math> al procedere del tiro – sezione YZ</i>	22
16	<i>Evoluzione della deformazione <math>\gamma_{yz}^{pl}</math> al procedere del tiro – sezione YZ</i>	23
17	<i>Pressioni normali sull'interfaccia tirante-terreno</i>	24
18	<i>Contour plot dello sforzo normale <math>\sigma_y</math></i>	25
19	<i>Isocrone dello sforzo normale <math>\sigma_y</math> lungo il fusto (sezione YZ)</i>	25
20	<i>Sistema di riferimento locale e sottodomini del manicotto</i>	26
21	<i>Pressione normale e carico distribuito sull'estradosso del manicotto</i>	27
22	<i>Isocrone dell'azione di taglio lungo il manicotto</i>	28
23	<i>Isocrone del momento flettente lungo il manicotto e confronto con i valori ai limiti elastico e plastico</i>	28
24	<i>Risposta meccanica del manicotto inferiore</i>	29
25	<i>Confronto tra le curve tiro-spostamento nei casi di manicotti elastici ed elasto-plastici</i>	30
26	<i>Analisi del manicotto in campo elastico</i>	31
27	<i>Curve tiro-spostamento al variare del sovraccarico <math>q</math></i>	33
28	<i>Dipendenza del carico limite e della rigidezza tangente dalla profondità</i>	34
29	<i>Mesh impiegate per analisi con in dimensione reale</i>	36
30	<i>Curve tiro-spostamento per i casi con sovraccarico e in dimensione reale</i>	37
31	<i>Contour plot dello spostamento <math>z</math> finale per il caso con 5 m di “sovraccarico reale”</i>	37
32	<i>Contour plot dello sforzo <math>\sigma_y</math> finale per il caso con 5 m di “sovraccarico reale”</i>	38
33	<i>Dipendenza del carico limite dalle proprietà del terreno</i>	39
34	<i>Identificazione dei limiti del dominio di calcolo</i>	43
35	<i>Curve tiro-spostamento al variare dei limiti esterni del dominio di calcolo (<math>q=180\text{ kPa}</math>)</i>	44
36	<i>Mesh a diversi numero e tipo di elementi finiti</i>	45
37	<i>Curve tiro-spostamento al variare del numero e del tipo di elementi finiti (<math>q=1\text{ kPa}</math>)</i>	46
38	<i>Contour plots analisi #1</i>	48

39	<i>Contour plots analisi</i> #2 . . . . .	50
40	<i>Contour plots analisi</i> #3 . . . . .	52
41	<i>Contour plots analisi</i> #4 . . . . .	54
42	<i>Contour plots analisi</i> #5 . . . . .	56
43	<i>Contour plots analisi</i> #6 . . . . .	58
44	<i>Contour plots analisi</i> #7 . . . . .	60
45	<i>Contour plots analisi</i> #8 . . . . .	62