

CAPITOLO V

INTERPRETAZIONE DEI RISULTATI

V.1 Introduzione

Il presente capitolo è dedicato all'inquadramento teorico dei principali risultati ottenuti dalle prove triassiali e RCTS a suzione controllata. Gli aspetti della risposta tensio-deformativa considerati sono molteplici, ma tra loro connessi.

Il comportamento a medie e grandi deformazioni è stato indagato sia in cella triassiale sia con l'apparecchiatura di colonna risonante.

I dati sperimentali ottenuti hanno permesso di approfondire il comportamento volumetrico del limo argilloso del Po, ossia gli effetti di sollecitazioni isotrope su volume specifico e contenuto d'acqua: in fase di equalizzazione preliminare, a $(p-u_a)$ ridotta (10-12 kPa); in compressione isotropa a suzione costante; in ulteriori fasi di wetting e drying a $(p-u_a)$ più elevata. Questi risultati possono essere inquadrati nell'ambito dei modelli elasto-plastici introdotti nel capitolo I come quello di Alonso et al. (1990) e gli altri che da esso sono derivati.

Anche quanto ottenuto dalle fasi di taglio delle prove triassiali, in particolare gli effetti della suzione sulla resistenza, possono essere interpretati mediante le relazioni costitutive su cui tali modelli basano le previsioni del comportamento tensio-deformativo nel caso di percorsi di sollecitazione non isotropi.

Infine, si intende discutere ed inquadrare il comportamento a piccole deformazioni osservato per i due materiali oggetto di prova: la sabbia limosa del Metramo (costipata all'ottimo Proctor modificato e sul lato wet) ed il limo argilloso del Po (addensato all'ottimo Proctor standard).

Nel primo caso, gli effetti della suzione sulla rigidità iniziale sono stati investigati lungo percorsi di carico monotoni di compressione isotropa a (u_a-u_w) costante. In questo ambito, si propone uno schema interpretativo semplificato basato sulle relazioni costitutive $G_o:p'$ del terreno saturo e su schemi particellari elementari che danno conto dei diversi effetti dell'acqua di volume e di menisco sullo scheletro solido.

Per quanto riguarda il limo argilloso, i risultati sperimentali conseguiti permettono un'analisi di maggior dettaglio. Gli effetti dello stato e della storia tensionale [in termini di $(p-u_a)$ e (u_a-u_w)] sulla rigidità iniziale sono stati studiati mediante percorsi di carico monotoni e non monotoni. Qui si utilizzano gli stessi modelli elasto-plastici in grado di interpretare il comportamento volumetrico del materiale oggetto di prova come supporto per inquadrare la risposta tensio-deformativa in condizioni lontane dalla rottura ed estendere al caso della parziale saturazione le relazioni costitutive $G_0:p'$ tipicamente utilizzate per terreni saturi.

V.2 Comportamento a medie e grandi deformazioni del limo del Po

V.2.1 Fasi di equalizzazione preliminare

Come visto nei §IV.3.1 e IV.5.1, durante le fasi di equalizzazione la suzione passa dal valore di post-costipamento a quello imposto, assorbendo o espellendo acqua a seconda che la (u_a-u_w) applicata sia inferiore o superiore a quella iniziale.

Le fasi di equalizzazione ad un livello di suzione comune tendono a ridurre le differenze di contenuto d'acqua iniziale dovute ad eventuali disomogeneità tra i provini. Inoltre, i risultati ottenuti in cella triassiale e di colonna risonante sono tra loro congruenti, per cui è possibile interpolarli con un'unica relazione $w:(u_a-u_w)$, ossia un unico ramo della curva caratteristica. L'espressione già assegnata a tale curva (cfr. § IV.5.1) è la seguente:

$$w = \frac{w_{sat}}{1 + \left(\frac{u_a - u_w}{a} \right)^n} \quad (V.1)$$

con parametri $a = 2.52$ MPa e $n = 0.25$. Tale relazione può essere utilizzata “a ritroso” per valutare la suzione indotta dal costipamento a partire dal contenuto d'acqua iniziale. In figura V.1 sono rappresentate le (u_a-u_w) così stimate per le prove in cella triassiale e per quelle di colonna risonante. Il valore medio di suzione post-addensamento è di circa 110 kPa nel primo caso e di circa 140 kPa nel secondo. La suzione di 140 kPa è appunto quella già utilizzata nel §IV.5.2 per la rappresentazione del punto di partenza dei percorsi di sollecitazione isotropi seguiti durante le prove RCTS.

Nello stesso §IV.5.2 è stato specificato che tale scelta va a vantaggio di semplicità della rappresentazione e della discussione dei dati sperimentali, fatta eccezione per la prova mp07RC. Dalla figura V.1b si capisce il motivo di tale affermazione: la mp07RC è l'unica caratterizzata da una suzione iniziale particolarmente modesta (circa 80 kPa) e da

un'equalizzazione a suzione elevata (400 kPa). Per questo le variazioni di volume specifico risultano sensibilmente maggiori rispetto alle altre prove realizzate allo stesso livello di $(u_a - u_w)$ (mp03RC, mp09RC, mp10RC). Quindi, per la mp07RC lo zero delle variazioni di v e v_w è stato spostato in corrispondenza della suzione 140 kPa¹ (v. fig. V.2).

La figura V.3a rappresenta le variazioni di volume specifico d'acqua osservate a fine equalizzazione in funzione delle suzioni iniziale e finale, in tutti i casi in cui la $(u_a - u_w)$ imposta risulti maggiore di quella di post-costipamento, ossia quando la fase di equalizzazione risulta un drying. Come illustrato nel §I.9, secondo il modello di Alonso et al. (1990) le variazioni di volume specifico in un percorso di drying che preveda il superamento della suzione massima pregressa sono esprimibili come:

$$dv = -\lambda_s \frac{d(u_a - u_w)}{(u_a - u_w) + p_{atm}} \quad (V.2)$$

con λ_s costante del materiale. Da ciò consegue:

$$|\Delta v| = \lambda_s \ln \frac{(u_a - u_w + p_{atm})_f}{(u_a - u_w + p_{atm})_i} \quad (V.3)$$

dove al numeratore compare la suzione finale (quella imposta) ed al denominatore la suzione iniziale (quella di post-costipamento). Dall'interpolazione dei risultati sperimentali si deduce $\lambda_s = 0.0253$.

In alternativa, le diminuzioni di volume specifico dovute a drying possono essere correlate alla variazioni di contenuto d'acqua, come mostrato in figura V.3b.

È stato già detto nel capitolo IV che le modeste diminuzioni di volume specifico osservate durante le equalizzazioni a suzione 50 e 100 kPa (in wetting) non sono giustificabili secondo gli schemi di interpretazione tradizionali della meccanica dei terreni non saturi, poiché è improbabile che si siano verificate deformazioni irreversibili di collasso a $(p - u_a)$ di 10-12 kPa. Dalla figura V.3c si deduce che, oltretutto, tali riduzioni di volume sono scarsamente correlate con le variazioni di contenuto d'acqua. In effetti, considerando i dati relativi ad uno stesso livello di suzione, si nota che Δv varia poco con Δw . Dalle prove in cella di colonna risonante si ricava un valore medio $|\Delta v| = 0.004$ a suzione 100 kPa e da quelle in cella triassiale risulta mediamente $|\Delta v| = 0.007$ a suzione 100 kPa e $|\Delta v| = 0.010$ a suzione 50 kPa.

¹ A 140 kPa corrisponde sulla curva caratteristica un contenuto d'acqua del 22.63%. Quando w raggiunge tale valore nella prova mp07RC, si ha $\Delta v = -0.0073$ e $\Delta v_w = -0.0178$. Pertanto, le curve $\Delta v:(p - u_a)$ e $\Delta v_w:(p - u_a)$ sono state traslate verso l'alto di suddette quantità.

V.2.2 Fasi di compressione

La figura V.4 riporta gli indici di compressibilità λ (sulla retta vergine) e k (in scarico e ricarico) valutati da tutte le prove con compressione almeno fino a $(p-u_a) = 400$ kPa. Oltre ad un'apprezzabile omogeneità tra risultati ottenuti con apparecchiature diverse, si nota chiaramente come gli effetti della suzione non tendano ad esaurirsi al crescere di (u_a-u_w) nel campo indagato.

I punti sperimentali $\lambda:(u_a-u_w)$ sono stati interpolati ai minimi quadrati con l'espressione proposta da Alonso (1990):

$$\lambda(u_a - u_w) = \lambda(0)\{(1-r)\exp[-\beta(u_a - u_w)] + r\} \quad (V.4)$$

con β e r rispettivamente di 0.0018 kPa^{-1} e 0.170 .

Anche i dati relativi alle fasi di scarico e ricarico sono interpolabili con un'espressione esponenziale del tipo:

$$k(u_a - u_w) = k(0)\{(1-r)\exp[-\beta(u_a - u_w)] + r\} \quad (V.5)$$

con β e r pari rispettivamente a 0.0031 kPa^{-1} e 0.120 , valori decisamente diversi rispetto a quelli ottenuti per λ .

Un approccio del tutto analogo è possibile per il volume specifico d'acqua, rappresentando λ_w e k_w in funzione della suzione (v. fig. V.5) ed interpolando con espressioni formalmente identiche alle equazioni V.4 e V.5. Le variazioni di λ_w sembrano verificarsi in gran parte tra le suzioni nulla [$\lambda_w(0) = \lambda(0)$] e di 100 kPa. Altrettanto si può dire per k_w . In altre parole, in questo caso la suzione di 400 kPa sembra con buona approssimazione un livello di soglia attorno al quale gli effetti di (u_a-u_w) tendono a stabilizzarsi.

I valori di β e r ottenuti dalle interpolazioni esponenziali delle figure V.4 e V.5 sono riportati in tabella V.1.

Per quanto riguarda la posizione delle rette vergini nel piano $v: (p-u_a)$, si preferisce continuare a ricorrere alla rappresentazione già usata nel §IV.5 per le variazioni di stato volumetrico lungo i percorsi isotropi seguiti in cella di colonna risonante.

Come schematizzato in figura V.6a, il piano utilizzato è $(p-u_a):\Delta v$, con lo zero delle ordinate situato in corrispondenza dell'inizio della fase di equalizzazione². Nota la pendenza

² Fatta eccezione per la prova mp07RC, cfr. §V.2.1.

λ , la posizione di ogni retta vergine è specificata dal parametro N^* , pari al Δv che corrisponde a $(p-u_a) = 100$ kPa. In altri termini, lungo una retta vergine si ha:

$$\Delta v = N^*(u_a - u_w) - \lambda(u_a - u_w) \ln \frac{p - u_a}{p_{atm}} \quad (V.6)$$

La figura V.6b riporta N^* in funzione della suzione. Per il limo argilloso del Po tale parametro varia in modo non monotono con $(u_a - u_w)$, diversamente da quanto previsto dal modello di Alonso et al. (1990) (cfr. §I.9). I valori medi di N^* sono in tabella V.2.

In figura V.7, infine, vengono riportati in funzione della suzione i valori delle tensioni di preconsolidazione $(p-u_a)_o$ ottenuti dalle curve di compressione isotropa con la costruzione di Casagrande (1936). Essi sono rappresentativi di punti di snervamento nel piano $(p-u_a): (u_a - u_w)$ secondo il modello di Alonso et al. (1990) ed appartengono al luogo di plasticizzazione detto Loading Collapse (cfr. §I.9). I valori medi riscontrati sono riportati in tabella V.2. Su tale argomento si ritornerà con maggior dettaglio nel §V.3.2.2.

V.2.3 Fasi di taglio in cella triassiale

Dai risultati delle prove di taglio realizzate in cella triassiale si deduce un significativo effetto della suzione su rigidità e resistenza (cfr. §IV.3). Con riferimento a quest'ultima proprietà, è opportuno ricordare che a causa del fenomeno di localizzazione delle deformazioni in prossimità della rottura non è stato possibile dedurre punti di stato critico. Perciò, si è fatto riferimento alle resistenze di picco, interpolate nel piano $(p-u_a):q$ con rette parallele a quella del materiale saturo. In altri termini, i dati sperimentali risultano ben interpretati dall'equazione proposta da Wheeler e Sivakumar³ (1995):

$$q = M(u_a - u_w) \cdot (p - u_a) + \mu(u_a - u_w) \quad (V.7)$$

con M costante. In figura V.8a la coesione apparente μ è rappresentata in funzione della suzione. Come avviene per la compressibilità, l'effetto di $(u_a - u_w)$ è meno che lineare e, nel campo indagato, lontano dallo stabilizzarsi al crescere della suzione stessa. In figura è riportata anche la retta $\mu = M \cdot (u_a - u_w)$, che sarebbe rappresentativa della resistenza nel caso di completa saturazione, essendo:

$$q = M \cdot p' = M \cdot [(p - u_a) + (u_a - u_w)] \quad (V.8)$$

³ Si noti che, però, nel modello di Wheeler e Sivakumar (1995) questa espressione interpola punti di stato critico.

Gli stessi risultati sono rappresentati in modo alternativo in figura V.8b in termini dell'angolo d'attrito ϕ^b che compare nell'equazione proposta da Fredlund et al. (1978) come estensione del criterio di Mohr-Coulomb alla condizione di parziale saturazione:

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi_b \quad (V.9)$$

Tale angolo varia tra 33° (pari a ϕ' del materiale saturo) e 14° circa nel campo di suzioni indagato.

V.3 Comportamento a piccole deformazioni

V.3.1 Sabbia del Metramo: effetti della suzione sulla rigidità iniziale

Le curve sperimentali $G_o:(u_a-u_w)$ ottenute per la sabbia limosa del Metramo presentano una forma ad S (cfr. §IV.4.1): la rigidità inizialmente cresce con gradiente modesto al crescere della suzione, poi, in un intervallo centrale di (u_a-u_w) , il gradiente risulta di entità maggiore ed infine, a suzioni ancora più elevate, G_o sembra tendere a un livello di soglia dipendente dalla pressione di confinamento.

Tale comportamento può essere spiegato considerando i diversi effetti che ha la suzione a livello particellare, nell'acqua di volume ed in quella di menisco (cfr. §I.4). Dal punto di vista qualitativo, l'influenza dei due tipi di acqua libera è nettamente differente. Un aumento di (u_a-u_w) nella prima produce un aumento di sforzi normali e tangenziali tra i granuli, come un aumento di tensione media efficace in un terreno saturo, mentre nella seconda dà luogo solo ad un aumento di sforzi normali (ΔN) tra le particelle con conseguente effetto benefico per la rigidità a taglio (v. figura V.9).

Come illustrato nel §I.4, l'effetto di (u_a-u_w) nell'acqua di menisco è non lineare, secondo la trattazione di Fisher (1926): ΔN parte da un valore non nullo a $(u_a-u_w) = 0$ e tende a una soglia per suzione crescente. Diversamente, gli effetti dell'acqua di volume sono lineari e nulli per $(u_a-u_w) = 0$. Immaginando una progressiva desaturazione di un terreno che inizialmente possiede S_r unitario, al principio gli effetti della suzione sono descritti qualitativamente dalla retta AB in figura V.9, poi, raggiunto l'ingresso d'aria, si ha un passaggio più o meno brusco ad un andamento non lineare, tendendo alla curva CD per suzioni elevate.

Anche se ottenute da diverse prove a differenti livelli di suzione, le curve $G_o:(u_a-u_w)$ analizzate nel §IV.4.1 sono idealmente rappresentative di un fenomeno di questo tipo (v. esempi in figura V.10).

In una zona di suzioni modeste gli effetti dell'acqua di volume hanno la prevalenza, dato che la quantità d'aria presente nel terreno è trascurabile (Mancuso et al., 2002). Le variazioni di suzione sono praticamente equivalenti a variazioni di tensione media efficace e quindi le rigidità sono quelle pertinenti al materiale saturo. In particolare, ci si aspetta che la pendenza iniziale della curva $G_o: (u_a - u_w)$ corrispondente a un determinato livello di $(p - u_a)$ sia uguale a quella della relazione $G_o: p'$ del materiale saturo in corrispondenza di $p' = (p - u_a)$.

Al crescere della suzione, a causa di una maggior presenza di aria nei pori, gli effetti dell'acqua di menisco iniziano a prevalere. Al procedere della desaturazione l'influenza della suzione si avvicina (qualitativamente) a quanto previsto dal modello di Fisher (1926) e quindi G_o aumenta, inizialmente con pendenza elevata e poi tendendo a un valore di soglia (Mancuso et al., 2002).

Un approccio semplificato all'interpretazione di tale fenomeno consiste nello stimare dalle curve sperimentali il livello di suzione s^* attorno al quale avviene il passaggio tra l'uno e l'altro tipo di comportamento illustrati ed utilizzare due funzioni distinte $G_o:(p - u_a)$ per i due intervalli di $(u_a - u_w)$ così identificati.

Nella zona di suzioni modeste continua a valere la relazione $G_o:p'$ del saturo. Quindi, per suzioni minori di s^* , G_o può essere previsto, ad esempio, tramite la relazione di Rampello et al. (1995):

$$G_o = S \cdot p'_{rif}{}^{(1-n)} \cdot OCR^m \cdot p'^n \quad (V.10)$$

riscrivendola nella forma:

$$G_o = S \cdot p'_{rif}{}^{(1-n)} \cdot OCR^m \cdot [(p - u_a) + (u_a - u_w)]^n \quad (V.11)$$

Oltre s^* , i punti sperimentali possono essere interpolati con una relazione esponenziale analoga alla V.4, proposta da Alonso et al. (1990) per interpretare gli effetti della suzione sulla compressibilità:

$$G_o = G_o(s^*) \{ (1-r) \exp[-\beta(u_a - u_w - s^*)] + r \} \quad (V.12)$$

dove β è il parametro che controlla la rapidità con cui G_o tende a soglia al crescere di $(u_a - u_w)$ e r è il rapporto tra il livello di soglia e la rigidità corrispondente a s^* :

$$r = [G_o(u_a - u_w) \rightarrow \infty] / G_o(s^*) \quad (V.13)$$

In figura V.10 tale criterio è applicato ai dati di prove RC su terreno ottimo e wet consolidato a $(p - u_a) = 400$ kPa, mettendo in luce che l'equazione V.12 può interpolare con buona

approssimazione i punti sperimentali lì dove le rigidzze superano quelle pertinenti a materiale saturo, previste dall'equazione V.11.

Il coefficiente r dipende in modo significativo dalla pressione di confinamento, come suggerito dal fatto che al crescere di $(p-u_a)$ si osserva sistematicamente una riduzione del rapporto tra la rigidzza massima, di soglia, e quella minima, del materiale saturo (Vassallo et al., 2000).

V.3.2 Limo del Po: effetti dello stato e della storia tensionale sulla rigidzza iniziale

V.3.2.1 Fasi di compressione a suzione costante

Al fine di interpretare il comportamento a piccole deformazioni del limo argilloso del Po lungo percorsi isotropi “complessi” conviene iniziare dall'analisi dei risultati in fase di compressione. Si ricorda che tali fasi sono state realizzate al termine di un'equalizzazione preliminare ed in condizioni drenate, pertanto ciascuna misura di G_o può essere associata allo stato tensionale corrente $(p-u_a)$: (u_a-u_w) imposto al contorno del provino.

Nelle figure V.11, V.12 e V.13 i risultati sono raggruppati per livello di suzione e paragonati con le misure eseguite su materiale saturo. Non solo risulta evidente un significativo effetto irrigidente della suzione ma, inoltre, tutte le curve G_o : $(p-u_a)$ presentano pendenze medie molto simili.

Dato che per ciascun livello di suzione è nota la tensione netta di preconsolidazione $(p-u_a)_o$ (cfr. §V.2.2) è anche possibile distinguere su ogni curva punti a OCR unitario, essendo $OCR = (p-u_a)_o / (p-u_a)$.

I dati del materiale saturo normalmente consolidato sono interpolati con la relazione:

$$\frac{G_o}{f(e) \cdot p_{atm}} = S \left(\frac{p'}{p_{atm}} \right)^n \quad (V.14)$$

con $S = 194.7$ e $n = 0.547$.

La stessa funzione, traslata verso l'alto di una quantità dipendente dalla suzione, è in grado di interpolare con ottima approssimazione anche i dati pertinenti a terreno non saturo. In altri termini, è valida in genere, per $OCR = 1$, l'espressione:

$$\frac{G_o}{f(e) \cdot p_{atm}} = S \left(\frac{p'}{p_{atm}} \right)^n + F(u_a - u_w) \quad (V.15)$$

dove la $F(u_a - u_w)$ è uguale a zero a suzione nulla ed assume in condizioni di parziale saturazione i valori positivi indicati in tabella V.3 e rappresentati in figura V.14. Anche la $F(u_a - u_w)$ varia in modo meno che lineare con la suzione e non tende a un valore di soglia nel campo investigato.

Si considerino poi le rigidezze misurate in scarico-ricarico nella prova mp12RC e solo in scarico nelle prove mp10RC e mp11RC (v. ancora figg. V.11, V.12 e V.13).

Per effetto della sovraconsolidazione dovuta a riduzione di $(p - u_a)$ le rigidezze assumono valori superiori a quelli che competono a materiale normalmente consolidato. La fase di ricarico della prova mp12RC mette in luce un'isteresi non trascurabile del ciclo $G_o:(p - u_a)$. Inoltre, il raccordo con il prolungamento del tratto di primo carico avviene a $(p - u_a)$ di circa 650 kPa, maggiore dei 440 kPa a cui lo scarico è iniziato. Presumibilmente, come si desume anche dalle variazioni di volume specifico (cfr. §IV.5.2), dopo la prima inversione del percorso di sollecitazione iniziano ad accumularsi deformazioni da creep non trascurabili, con conseguente aumento della tensione di preconsolidazione.

Tenendo in conto questa circostanza, e calcolando perciò l'OCR rispetto a $(p - u_a)_o = 650$ kPa, il ciclo $G_o:(p - u_a)$ viene interpolato tramite l'equazione:

$$\frac{G_o}{f(e) \cdot p_{atm}} = S \left(\frac{p'}{p_{atm}} \right)^n \text{OCR}^m + F(u_a - u_w) \quad (\text{V.16})$$

con m uguale a 0.207.

La stessa legge viene assunta come valida anche per gli altri livelli di suzione, benché manchino ulteriori risultati in ricarico, in virtù del fatto che i tratti di scarico $G_o:(p - u_a)$ delle prove mp10RC e mp11RC sono stati ottenuti nello stesso intervallo di $(p - u_a)$ della mp12RC e risultano praticamente sovrapponibili per traslazione ai risultati di quest'ultima.

L'introduzione della $F(u_a - u_w)$ consente in definitiva di generalizzare al caso del non saturo le relazioni tipicamente utilizzate per materiali saturi (cfr. §I.8) e di prevedere sulla base di pochi parametri (riportati in tabella V.4) l'aumento di rigidezza generato da una riduzione della tensione media di confinamento $(p - u_a)$.

V.3.2.2 Modello di interpretazione del comportamento volumetrico

Come illustrato nel §I.9 e riscontrato sperimentalmente sul limo argilloso del Po (cfr. § IV.5), un materiale non saturo può subire significative deformazioni volumetriche irreversibili per

effetto di variazioni di suzione. A tali deformazioni corrispondono, secondo il modello di Alonso et al. (1990) e quelli che da esso derivano, un fenomeno di incrudimento rappresentato dall'espansione del luogo di snervamento costituito da Loading Collapse (LC) e Suction Increase (SI). È evidente che ciò può incidere in modo sostanziale sullo stato di sovraconsolidazione e quindi, secondo quanto esposto nel precedente §V.3.2.1, sui valori del modulo di rigidezza iniziale.

Per prevedere l'evoluzione del luogo di snervamento lungo percorsi tensionali con variazioni di suzione, come le fasi di wetting e drying condotte sul limo argilloso del Po in cella di colonna risonante, è dunque necessario, preliminarmente, approfondire l'analisi del comportamento volumetrico.

È stato già osservato che da ciascuna curva di compressione isotropa è possibile ottenere un punto di snervamento appartenente alla LC. A tale proposito, è opportuno sottolineare due peculiarità del materiale oggetto di prova.

Come evidenziato dall'esempio in figura V.15, le linee di compressione isotropa presentano una curvatura non del tutto trascurabile anche a $(p-u_a)$ elevate. L'indice di compressibilità λ assume allora il significato di pendenza locale. L'interpolazione dei dati sperimentali è stata limitata all'intervallo 10 – 400 kPa di $(p-u_a)$, nel quale sono disponibili determinazioni sperimentali per tutti i livelli di suzione indagati, per evitare di attribuire erroneamente alla (u_a-u_w) effetti dovuti in realtà al range di $(p-u_a)$ preso in considerazione. Inoltre, si osserva che le pendenze medie dei cicli di scarico-ricarico risultano nettamente superiori a quelle che competono al ramo di primo carico che porta dallo stato di fine equalizzazione alla condizione di normale consolidazione. La pendenza media riscontrata nel secondo caso nel piano semilogaritmico $\ln(p-u_a)$: Δv è $k = 0.004$.

Per valutare gli effetti combinati di tensione media netta e suzione sulla rigidezza, è necessario indagare anche sul modo di variare del volume specifico per effetto di cambiamenti di suzione a tensione media netta costante. I risultati delle prove mp05RC ed mp07RC sono rappresentati in figura V.16 nel piano $\ln[(u_a-u_w+p_{atm})/p_{atm}]$: Δv , equivalente al piano di compressione isotropa $\ln(p-u_a)$: Δv . Per entrambe le prove si osserva una sostanziale reversibilità delle deformazioni durante cicli di (u_a-u_w) , in fase di “scarico” (riduzione di suzione, CD e D'E', in figura) e successivo “ricarico” (aumento di suzione). Una fase di “primo carico” [aumento di (u_a-u_w) oltre il valore massimo precedentemente subito] produce

invece deformazioni irreversibili (AB e C'D'). L'indice di compressibilità k_s relativo alla componente reversibile delle deformazioni è pari a 0.01, come si riscontra interpolando i tratti CD e D'E', essendo (Alonso et al., 1990):

$$dv_{el} = -k_s \frac{d(u_a - u_w)}{(u_a - u_w) + p_{atm}} \quad (V.17)$$

Tutti i parametri finora ottenuti consentono di specificare in forma analitica il luogo di snervamento LC. Per quanto detto nel §V.2.2 a proposito della posizione delle rette vergini, non è opportuno utilizzare il modello di Alonso et al. (1990). Diversamente, il modello di Wheeler e Sivakumar (1995) (cfr. §I.9) appare idoneo al caso in esame. L'espressione I.45, proposta da tali autori per la LC, può essere riscritta utilizzando N^* al posto di N :

$$\begin{aligned} N^*(u_a - u_w) - \lambda(u_a - u_w) \ln \frac{(p - u_a)_o}{p^{atm}} + k \ln \frac{(p - u_a)_o}{(p - u_a)_o^*} + k_s \ln \frac{(u_a - u_w) + p_{atm}}{p_{atm}} = \\ = N^*(0) - \lambda(0) \ln \frac{(p - u_a)_o^*}{p^{atm}} \quad (V.18) \end{aligned}$$

Essendo l'obiettivo principale un'interpolazione soddisfacente dei punti di snervamento rilevati sperimentalmente, per la scelta dei parametri si procede come segue.

Innanzitutto, si assume che i punti di snervamento rilevati dalle compressioni isotrope a 0, 100 e 200 kPa appartengano alla stessa LC e che quelli ottenuti a suzione 400 kPa siano situati su un luogo di snervamento di dimensioni maggiori (v. fig. V.18). Tale scelta è giustificata dal comportamento esibito in fase di equalizzazione: l'entità delle variazioni di volume specifico a suzione 400 kPa fa pensare ad un accumulo di deformazioni irreversibili con conseguente incrudimento del materiale. Passando dalla suzione di post-costipamento (110-140 kPa, cfr. § V.2.1) ad un valore significativamente maggiore, ha luogo uno snervamento sulla SI, con conseguente spostamento anche della LC.

Interpolare in maniera soddisfacente i punti di snervamento rilevati si traduce quindi nel controllare che la LC passante per la tensione di preconsolidazione $(p - u_a)_o^*$ del materiale saturo sia quanto più possibile vicina ai punti di snervamento medi a suzione 50, 100 e 200 kPa e lasci all'esterno il punto di snervamento medio a suzione 400 kPa.

Se la risposta del materiale in esame rispondesse rigorosamente alle ipotesi su cui si basa il modello di Wheeler e Sivakumar (1995)⁴ sarebbe sufficiente introdurre nella V.18 i valori

⁴ Si fa riferimento in particolare all'ipotesi di indipendenza degli indici di compressibilità k e k_s dallo stato tensionale, che condiziona la forma della LC (cfr. §I.9).

medi dei parametri N^* e λ , indicati in tabella V.2 in funzione della suzione, e degli indici di compressibilità elastica k e k_s rilevati sperimentalmente perché tale suddetta condizione sia verificata. Però, dato che ciò non accade, la scelta dei parametri del modello diventa una ricerca per successive approssimazioni del miglior compromesso tra il rispetto dei vincoli dettati dai risultati sperimentali e la bontà dell'interpolazione dei punti di snervamento tramite l'equazione V.18.

La soluzione proposta è sintetizzata in tabella V.5 ed illustrata tramite la figura V.17: per ciascun livello di suzione, ogni parametro è assunto pari alla media dei valori riscontrati sperimentalmente. Fa eccezione solo la relazione $N^*:(u_a-u_w)$, che viene interpolata con una spezzata escludendo il dato relativo a suzione 200 kPa.

Le LC rappresentate in figura V.18 sono state ottenute nel modo finora illustrato. Il luogo di snervamento è completato dalla SI, per semplicità assunta orizzontale nel piano $(p-u_a)$: (u_a-u_w) , come proposto da Alonso et al. (1990). Tarato il modello di riferimento sui dati sperimentali di equalizzazione e compressione isotropa, è possibile prevedere l'evoluzione del luogo di snervamento per effetto dei percorsi tensionali isotropi "complessi" seguiti in alcune delle prove in celle di colonna risonante.

V.3.2.3 Fasi di wetting e drying

Come già accennato, secondo Alonso et al. (1990) la posizione della LC può cambiare non solo per effetto di percorsi tensionali che la intercettano, ma anche come conseguenza di uno snervamento sulla SI.

In questo ambito si ritiene valida l'equazione I.39 (cfr.§I.9) proposta da tali autori e qui riportata:

$$\frac{d(p-u_a)_o^*}{(p-u_a)_o^*} = -\frac{dv_p^{TOT}}{(\lambda(0)-k)} \quad (V.19)$$

che lega le variazioni della tensione di preconsolidazione del materiale saturo alle variazioni di volume irreversibili. Per integrazione si ottiene l'espressione:

$$\ln \frac{[(p-u_a)_o^*]_f}{[(p-u_a)_o^*]_i} = -\frac{\Delta v_p^{TOT}}{(\lambda(0)-k)} \quad (V.20)$$

dalla quale è possibile prevedere l'evoluzione del luogo di snervamento LC per effetto di un percorso di drying che intercetta la SI. Difatti, nota la $(p-u_a)_o^*$ iniziale e le variazioni di

volume Δv misurate sperimentalmente basta sottrarre quelle elastiche (valutate tramite l'equazione V.17) per dedurre la $(p - u_a)_o^*$ finale.

Diversamente, si assume che lo snervamento sulla LC non dia luogo ad una significativa espansione in termini di SI.

In figura V.19a viene rappresentata l'evoluzione del luogo di snervamento per effetto del percorso seguito nella prova mp04RC.

La curva di plasticizzazione post-costipamento è quella passante per il punto A, di coordinate $(p - u_a) = 10$ kPa e $(u_a - u_w) = 140$ kPa, rispettivamente tensione media netta durante l'equalizzazione e suzione media indotta dall'addensamento.

Nella fase AB, la SI si sposta e ciò produce una leggera espansione della LC, valutata tramite la V.20. Nella successiva fase di compressione la LC viene intercettata nel punto C e trascinata fino al punto D.

La fase di drying DE produce ulteriore snervamento e conseguente espansione della LC. Nel punto E il materiale risulta sovraconsolidato e l'OCR si ottiene paragonando le tensioni medie nette dei punti E e P.

La rigidezza a fine prova è ancora prevista con ottima approssimazione dalla V.16, che è stata ricavata dai soli risultati su materiale sovraconsolidato per riduzione di $(p - u_a)$. Nell'istogramma di figura V.19b la rigidezza misurata viene paragonata con quelle che si ottengono dalla V.15 (materiale normalmente consolidato) e dalla V.16 (materiale sovraconsolidato).

Lo stesso procedimento è stato seguito per le altre prove con fasi di wetting e drying ed i risultati sono riportati nelle figure V.20-V.23.

Nella prova mp05RC (v. fig. V.20), lo snervamento causato dalla fase di drying DE giustifica i valori elevati di rigidezza misurati nei punti E, F, G, H, I. Ancora una volta, il materiale diventa sovraconsolidato per effetto di un aumento di suzione. Nei punti F, H, I c'è un doppio effetto di sovraconsolidazione: lo stato tensionale corrente risulta difatti distante sia dalla LC sia dalla SI. Per tener conto di ciò si propone un'ulteriore estensione dell'equazione V.16:

$$\frac{G_o}{f(e) \cdot p_{atm}} = S \left(\frac{p'}{p_{atm}} \right)^n \cdot OCR^m \cdot H \left[\frac{(u_a - u_w)_o}{u_a - u_w} \right] + F(u_a - u_w) \quad (V.21)$$

introducendo la H, funzione del rapporto tra la massima suzione pregressa e quella attuale. La funzione che meglio si adatta all'insieme dei risultati sperimentali è un'esponenziale analoga alle V.4 e V.5 utilizzate per interpretare gli effetti della suzione sulla compressibilità:

$$H \left[\frac{(u_a - u_w)_o}{(u_a - u_w)} \right] = (1 - \bar{r}) \exp \left\{ -\bar{\beta} \cdot \left[\frac{(u_a - u_w)_o}{(u_a - u_w)} - 1 \right] \right\} + \bar{r} \quad (V.22)$$

con: $\bar{\beta}=1.4$; $\bar{r}=1.2$. La H varia tra 1 per $(u_a - u_w) = (u_a - u_w)_o$ ed r per $(u_a - u_w) \gg (u_a - u_w)_o$.

Nelle prove mp07RC e mp09RC (v. figg. V.21 e V.23) la fase di equalizzazione preliminare AB produce un'espansione iniziale della LC, che passa dalla curva nera a quella rossa. Dopo la compressione BC, il modello prevede, quindi, che il materiale sia ancora sovraconsolidato. Per effetto del wetting CD il luogo di snervamento LC si sposta ulteriormente, ed avviene collasso strutturale. Ad ogni modo, le deformazioni totali previste in questa fase sono di rigonfiamento, in quanto somma di un aumento di volume specifico di tipo elastico lungo tutto il tratto CD e di contrazione irreversibile nel tratto PD. Il percorso di compressione finale FG riporta il punto tensionale corrente sulla LC e la "trascina" verso l'esterno.

L'evoluzione del luogo di snervamento durante la prova mp08RC è rappresentato in figura V.22. La compressione BC, a 20 kPa di suzione, sposta la LC in C (curva rossa). Nella successiva fase di drying CDEF il materiale vede aumentare il suo grado di sovraconsolidazione. Nel passaggio da suzione 100 kPa a 200 kPa (DE) e da 200 kPa a 400 kPa (EF) la SI viene intercettata e spostata, provocando ulteriore espansione della LC.

In tutti i casi l'espressione V.21 consente di stimare con buona approssimazione gli effetti della storia tensionale sul modulo di rigidezza a taglio iniziale, come ulteriormente messo in evidenza dall'esempio in figura V.24. Alcune leggere discrepanze tra previsioni e dati sperimentali sono attribuibili a fenomeni che il modello non tiene in conto.

Per effetto del prolungato tempo di confinamento (cfr. §IV.5) si verificano deformazioni di creep ed aumento di G_o , a parità di stato tensionale. Così, per la prova mp05RC la rigidezza misurata in G è maggiore di quella misurata in E a causa del creep. Chiaramente, il modello non prevede alcuna differenza tra i due casi.

Altre minime incongruenze sono evidenziate ad esempio dall'istogramma in figura V.21 (prova mp07RC), relativamente al punto C. Per effetto della dispersione sperimentale delle

curve $G_o:(p-u_a)$ ottenute ad un livello comune di suzione può capitare, come nel caso in esame, che la rigidità del materiale NC sia leggermente sovrastimata dalla V.16. Da ciò deriva il controsenso di un valore di rigidità a taglio previsto per il materiale normalmente consolidato superiore a quello rilevato sperimentalmente sul terreno sovraconsolidato.

A parte tali minimi inconvenienti, l'utilità della strategia di interpretazione proposta sembra evidente. Al di là dell'effettiva possibilità di prevedere con estrema esattezza l'influenza della storia tensionale su G_o , essa risulta di grande aiuto a livello qualitativo per rappresentare sinteticamente le variazioni dello stato di sovraconsolidazione causate da percorsi tensionali non elementari e rendersi conto dell'entità delle variazioni di rigidità che è logico aspettarsi.

V.4 Conclusioni

Argomento principale del presente capitolo è stato l'inquadramento del comportamento meccanico del limo argilloso del Po alla luce dei più diffusi modelli elasto-plastici per terreni non saturi, già introdotti nel capitolo I. Particolare sforzo è stato diretto all'interpretazione dei vari aspetti della risposta meccanica indagati attraverso una modellazione quanto più possibile unitaria. Ciò che in definitiva rappresenta la nota ricorrente nell'analisi dei legami tensio-deformativi a piccole, medie e grandi deformazioni del terreno non saturo studiato è l'inquadramento del comportamento volumetrico, tramite una formulazione teorica come il modello di Alonso et al. (1990) o uno di quelli da esso derivati.

Nei paragrafi iniziali sono stati analizzati i risultati delle equalizzazioni preliminari e delle compressioni a suzione costante in cella triassiale e di colonna risonante. In entrambi i casi, è stato possibile accorpare dati ottenuti dalla sperimentazione su due apparecchiature diverse, in virtù di una soddisfacente omogeneità dei risultati.

Dal comportamento esibito in fase di equalizzazione è stato possibile stimare il valore medio della suzione iniziale del materiale, che è compreso tra 110 e 140 kPa. Inoltre, è stato valutato il coefficiente di compressibilità λ_s che caratterizza le variazioni irreversibili di volume specifico che si verificano quando si impone una suzione maggiore di quella massima pregressa.

La modellazione delle fasi di compressione isotropa ha permesso di quantificare gli effetti della suzione sulla compressibilità. Nel campo di (u_a-u_w) indagato si osserva una significativa diminuzione degli indici λ e k relativi al volume specifico e degli analoghi indici λ_w e k_w

pertinenti al volume specifico d'acqua. Il modo di variare di queste grandezze è sempre di tipo esponenziale, ma la velocità della diminuzione al crescere della suzione varia da un caso all'altro, per cui non è possibile determinare parametri comuni che esprimano in modo unico gli effetti di $(u_a - u_w)$. Mentre l'influenza su λ_w e k_w sembra esaurirsi al crescere della suzione nell'intervallo 0-400 kPa, questo non accade per λ e k .

L'analisi della posizione reciproca delle rette vergini nel piano $(p - u_a) : \Delta v$ e la determinazione dei punti di snervamento rilevati in compressione a suzione costante ha consentito di determinare la forma del luogo di plasticizzazione LC, utilizzando il modello di Wheeler e Sivakumar (1995). La conoscenza di tale curva e del suo modo di evolvere con il percorso tensionale applicato si è rivelata utile non solo per prevedere il comportamento volumetrico ma anche come supporto per inquadrare il modo di variare della rigidità a taglio G_o per effetto di fasi di wetting e drying a pressione media netta non trascurabile.

Partendo da considerazioni sulla risposta osservata in termini di rigidità iniziale lungo percorsi di carico isotropi a suzione costante, e passando poi ad analizzare casi di sollecitazioni più complesse, è stata proposta un legame tra G_o , lo stato e la storia tensionale che rappresenta la naturale estensione delle formulazioni esistenti in letteratura per interpretare gli effetti della tensione media efficace p' e dell'OCR sui terreni saturi.

Al di là dell'effettiva possibilità di prevedere con estrema esattezza l'influenza della storia tensionale su G_o , l'interpretazione proposta consente di rappresentare sinteticamente le variazioni dello stato di sovraconsolidazione tramite la posizione del luogo di snervamento costituito da LC ed SI e quindi di stimare l'entità delle variazioni di rigidità che è logico aspettarsi per effetto di percorsi di carico non "elementari".

parametro	β (kPa ⁻¹)	r
λ	0.0018	0.170
k	0.0031	0.120
λ_w	0.0170	0.408
k_w	0.0140	0.163

Tabella V.1: Limo argilloso del Po: effetto della suzione sulla compressibilità in termini di v e v_w .

suzione (kPa)	N*	λ	$(p-u_a)_o$ (kPa)
0	-0.035	0.0520	58
50	-0.011	0.0483	113
100	-0.005	0.0449	129
200	0.002	0.0389	138
400	-0.017	0.0298	166

Tabella V.2: Limo argilloso del Po: effetto della suzione su posizione e pendenza delle rette vergini e sulle pressioni di preconsolidazione.

suzione (kPa)	$F(u_a-u_w)$
0	0
100	155
200	188
400	330

Tabella V.3: Limo argilloso del Po: effetto della suzione sulla posizione delle curve $G_o:(p-u_a)$ del materiale normalmente consolidato.

S	n	m	$\bar{\beta}$	\bar{r}
194.7	0.547	0.207	1.40	1.20

Tabella V.4: Limo argilloso del Po: valori dei parametri per la previsione degli effetti di stato e storia tensionale su G_o .

suazione (kPa)	N*	λ	k	k_s
0	-0.035	0.0520	0.004	0.010
50	-0.011	0.0483	“	“
100	-0.005	0.0449	“	“
200	-	0.0389	“	“
400	-0.017	0.0298	“	“

Tabella V.5: Limo argilloso del Po: parametri del modello di Wheeler e Sivakumar (1995).