

## ENSAIOS EM ANCORAGENS - MODELAÇÃO SIMPLIFICADA

### ANCHOR TESTING – SIMPLIFIED MODELING

Salgado, F. M., *Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, fsalgado@lnec.pt*  
Carvalho, M. R., *Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, marc@lnec.pt*

#### RESUMO

A avaliação da adequabilidade de uma ancoragem é inferida dos deslocamentos registados durante um ensaio de carga incluindo os deslocamentos de fluência que são mobilizados durante os patamares de carga que são predefinidos para o ensaio. Recentemente, Salgado e Carvalho (2008) e Carvalho (2009) mostram que através da modelação simplificada do ensaio de um ancoragem, utilizando o modelo hiperbólico, é possível obter também, destes ensaios, parâmetros representativos do comportamento de tensão - deformação da interface entre o bolbo de selagem e o terreno envolvente nomeadamente o módulo máximo de distorção,  $G_{\max}$  e a tensão máxima de corte da interface. Neste documento apresenta-se um resumo da metodologia e a sua aplicação a um caso prático.

#### ABSTRACT

The evaluation of the anchor behavior is inferred from mobilized displacements during the test including the displacements developed during the creep stage of the test. Recently Salgado and Carvalho (2008) and Carvalho (2009) show that it is possible, by simplified modeling using the hyperbolic formulation, to estimate from these tests soil parameters that are representative of the stress-strain behavior of the interface between the anchor bulb and the surrounding soil namely the maximum shear modulus and the maximum shear resistance of the interface. Herein it is presented a summary of the proceedings as well as an example of its application to a practical case.

#### 1. INTRODUÇÃO

A estimativa do coeficiente de fluência,  $K_s$ , a partir dos resultados obtidos durante os patamares de carga constante de um ensaio numa ancoragem é na maioria das vezes uma tarefa complexa devido a problemas logísticos associados a perdas de carga, pelo sistema de aplicação de pré-esforço, durante o ensaio, o que inviabiliza a utilização das condições de fronteira necessárias para interpretar os resultados dos ensaios (Carvalho, 2009). Com o objectivo de esclarecer e contornar este tipo de problemas houve a necessidade de desenvolver um modelo (Salgado e Carvalho, 2008), que embora simplificado, consegue simular um ensaio de uma ancoragem incluindo as diferentes fases de carga e descarga, assim como, as diferentes condições de fronteira durante a fase do ensaio correspondente à estimativa de fluência.

#### 2. BASES DO MODELO

Numa aproximação ideal e simplificada, o modelo de cálculo assume o seguinte:

- a) o aço de pré-esforço do comprimento livre da ancoragem apresenta apenas deformações elásticas,  $\delta_e$ , tanto na fase de carga como na fase de descarga do ensaio;
- b) o bolbo de selagem é mobilizado totalmente na transferência de cargas, para o terreno envolvente, com uma tensão de corte uniforme, que é invariável durante o ensaio, ao longo do seu comprimento;
- c) os deslocamentos mobilizados na interface do bolbo de selagem com o terreno envolvente são do tipo elasto-plástico e designados por  $\delta_{ep}$ . O comportamento do solo nesta interface é representado pelo modelo hiperbólico conforme definido por Kondner (1963) e Duncan e Chang (1979), tanto nas fases de carga como nas fases de descarga;
- d) os deslocamentos totais mobilizados durante o ensaio na cabeça da ancoragem,  $\delta_t$ , são constituídos por três parcelas: i) pelos deslocamentos elásticos,  $\delta_e$ , mobilizados no comprimento livre da ancoragem; ii) pelos deslocamentos elasto-plásticos,  $\delta_{ep}$ , mobilizados durante a fase de carga ou descarga na interface entre o bolbo de selagem e o terreno envolvente e iii) os deslocamentos de fluência,  $\delta_f$ , mobilizados durante os patamares de carga constante. Ou seja os deslocamentos totais,  $\delta_t$ , são calculados pela seguinte equação:

$$\delta_t = \delta_e + \delta_{ep} + \delta_f \quad [1]$$

- e) os deslocamentos plásticos permanentes totais,  $\delta_{pt}$ , que se verificam na interface do bolbo de selagem após a descarga de um patamar de carga constante, são quantificados por duas parcelas: i) deslocamento plástico (residual) após descarga,  $\delta_p$ , e o deslocamento de fluência,  $\delta_f$ , mobilizado durante o patamar de carga constante, ou seja:

$$\delta_{pt} = \delta_p + \delta_f \quad [2]$$

- f) a magnitude dos deslocamentos de fluência são uma função do nível de tensão mobilizado, *SSL* (Shear Stress Level) e do tipo de solo;
- g) o modelo considera incrementos de cargas positivos (+) quando se aumenta a carga e negativos (-) durante a descarga.

### 2.1 - Deslocamento mobilizado no comprimento livre da ancoragem

O deslocamento elástico mobilizado no comprimento livre da ancoragem,  $L_{tf}$ , devido ao incremento de carga  $\Delta P$ , obtêm-se com a equação seguinte:

$$\delta_e = \frac{\Delta P L_{tf}}{E_t A_t} \quad [3]$$

Em que  $E_t$  e  $A_t$  representam o módulo de elasticidade e a área da secção transversal do tirante da ancoragem. Igualmente, o deslocamento elástico mobilizado durante um incremento de descarga, ( $-\Delta P$ ) é estimado pela mesma equação.

### 2.2 - Comportamento do solo durante o aumento da carga

Considera-se que o solo localizado na envolvente do bolbo de selagem tem o seu comportamento representado pelo modelo hiperbólico, isto é, admite-se que a relação entre a resistência lateral mobilizada na interface do bolbo de selagem com o terreno envolvente e a deformação de corte correspondente é hiperbólica.

O incremento da tensão de corte mobilizado,  $\Delta\tau_M$ , por um incremento de carga,  $\Delta P$ , pode obter-se com a equação 4, em que  $D$  e  $L_{ib}$  representam o diâmetro e o comprimento do bolbo de selagem respectivamente:

$$\Delta\tau_M = \frac{\Delta P}{\pi \cdot D \cdot L_{ib}} \quad [4]$$

O incremento da distorção (deformação de corte),  $\Delta\gamma$ , correspondente a  $\Delta\tau_M$  pode calcular-se com a seguinte equação:

$$\Delta\gamma = \frac{\Delta\tau_M}{G_t} \quad [5]$$

em que o módulo de distorção de corte tangente da interface,  $G_t$ , pode calcular-se com a equação seguinte:

$$G_t = G_{\max} (1 - R_f \cdot SSL)^2 \quad [6]$$

em que:  $R_f$  é o coeficiente de rotura;  $SSL$  – *Shear Stress Level* é o nível de tensão de corte mobilizada;  $G_{\max}$  é o módulo de distorção de corte inicial, calcula-se com a equação seguinte:

$$G_{\max} = K_G Pa \left( \frac{\sigma'_n}{Pa} \right)^n \quad [7]$$

em que:  $K_G$  é o coeficiente de distorção;  $Pa$  é a pressão atmosférica;  $\sigma'_N$  a tensão normal efectiva (igual a  $\sigma'_v \cos \beta$ );  $\sigma'_v$  é a tensão vertical efectiva;  $\beta$  é a inclinação da ancoragem; e  $n$  o módulo expoente.

O valor de  $SSL$  calcula-se com a seguinte equação:

$$SSL = \frac{\tau}{\tau_{rot}} \quad [8]$$

em que:  $\tau$  é a tensão de corte mobilizada (igual a  $\tau_0 + \Delta\tau_M$ );  $\tau_0$  é a tensão de corte inicial correspondente à carga de referência,  $P_0 = 0,1 Pp$  onde  $Pp$  é a carga máxima do ensaio; e  $\tau_{rot}$  a tensão de corte de rotura.

### 2.3 - Deslocamentos elasto-plásticos durante o aumento da carga

A partir da equação 5 determina-se o incremento de deformação,  $\Delta\gamma$ , e o incremento do deslocamento elasto-plástico,  $\Delta\delta_{ep}$ , calcula-se com a equação seguinte, em que  $h$  é a espessura de solo mobilizada pela tensão de corte:

$$\Delta\delta_{ep} = \Delta\gamma h \quad [9]$$

Admite-se que a espessura de solo,  $h$ , mobilizada pela tensão de corte,  $\tau$ , tem um valor igual ao do diâmetro,  $D$ , do bolbo de selagem da ancoragem. Hipótese semelhante foi considerada por Carvalho (1997) e Carvalho e Salgado (1998) na modelação do ensaio de molinete.

**2.4 - Deslocamentos plásticos de fluência**

Admite-se que existe uma relação entre  $k_s$  e  $SSL$  e o tipo de solo, com base nos ensaios de campo à escala real reportados por Ostermayer (1974), ver equação 10 e Figura 1.  
 $K_s = f(SSL, \text{Tipo de solo})$  [10]

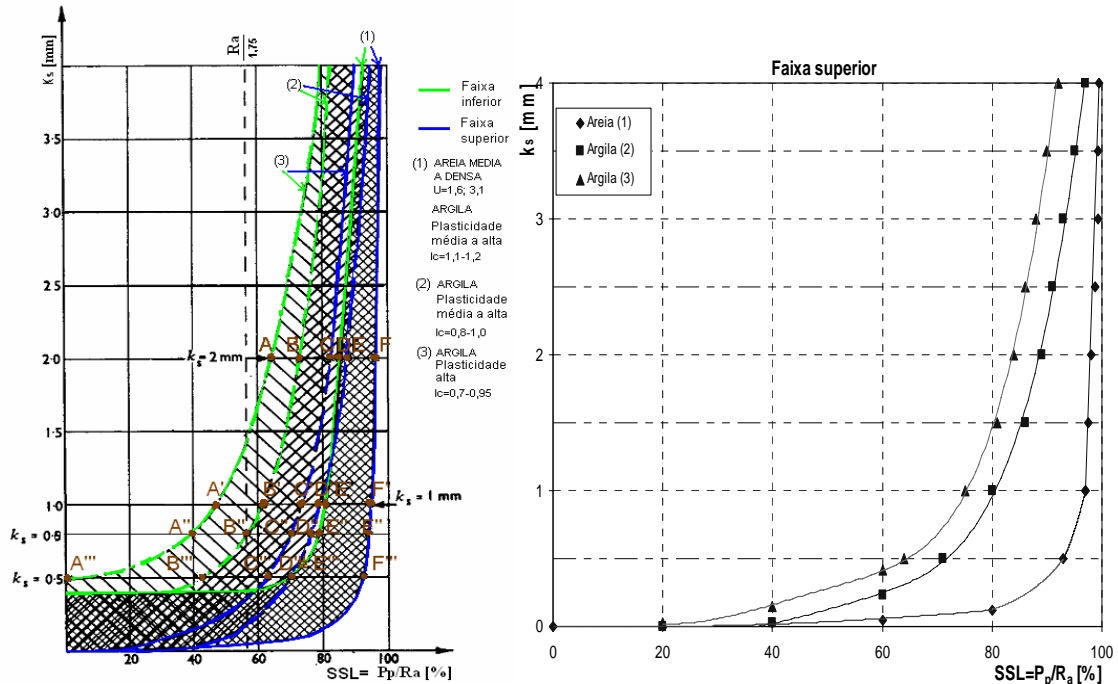


Figura 1 - Evolução do coeficiente de fluência com a variação do SSL (Ostermayer, 1974): identificação das faixas de comportamento, de pontos identificativos e faixas superiores (Carvalho, 2009)

Assim, uma vez conhecido o valor de  $SSL$ , que foi mobilizado pela carga correspondente à carga do patamar de fluência, é possível estimar o valor de  $k_s$  correspondente a esse patamar. Por sua vez, conhecido o valor de  $k_s$  é, então, possível calcular o deslocamento plástico de fluência, desenvolvido durante o patamar de carga até ao instante de tempo  $t_i$  do ensaio, recorrendo à equação 11. Ou seja, os deslocamentos de fluência calculam-se com a equação seguinte:

$$\delta_i - \delta_1 = \frac{k_s}{\log(t_i) - \log(t_1)} \tag{11}$$

Admitindo-se que o tempo inicial,  $t_1$ , corresponde a 1 minuto e que os deslocamentos iniciais são nulos,  $\delta_1=0$ , o deslocamento plástico de fluência,  $\delta_{fi}$ , no instante de tempo  $t_i$ , calcula-se com a equação anterior transformada na equação seguinte:

$$\delta_{fi} = \delta_i = \frac{k_s}{\log(t_i)} \tag{12}$$

**2.5 - Deslocamentos mobilizados durante a descarga na zona do bolbo de selagem**

Considera-se novamente o comportamento do solo representado pelo modelo hiperbólico, mas considerando o módulo secante e não o tangente. No entanto, para a descarga considera-se que a

tensão de rotura em descarga é igual à soma da tensão mobilizada,  $\tau_L$ , mais a tensão de rotura,  $\tau_{rot}$ , correspondente à fase de carga, conforme os procedimentos desenvolvidos por Byrne et al. (1990), (Figura 2a), ou seja:

$$(\tau_{rot})_{descarga} = \tau_L + (\tau_{rot})_{carga} \quad [13]$$

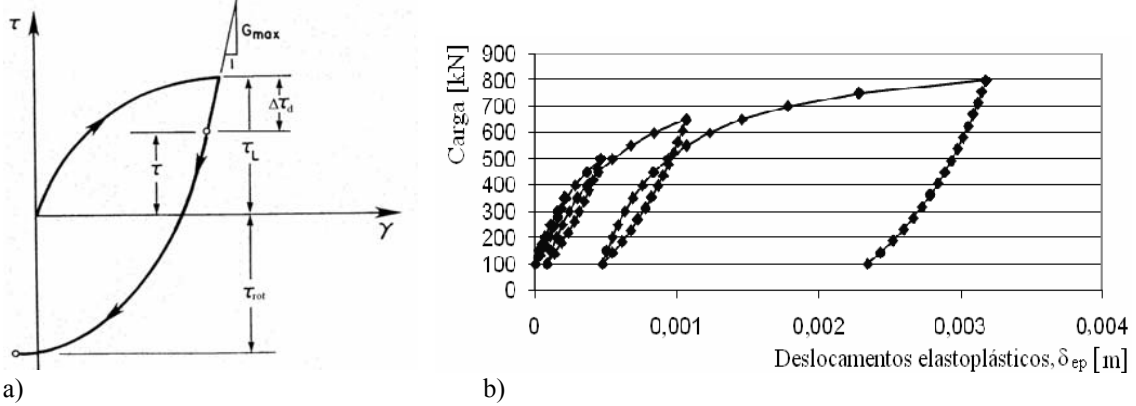


Figura 2 – Comportamento do solo: a) modelo idealizado por Byrne et al., 1990; b) na interface do bolbo de selagem durante 3 ciclos de carga e descarga (Salgado e Carvalho, 2008)

Assim, o nível de tensão mobilizada em descarga, *USSL* (*unloading shear stress level*), correspondente a um incremento de descarga,  $\Delta\tau_d$ , calcula-se a partir da equação seguinte:

$$USSL = \frac{\tau}{\tau_L + \tau_{rot}} \quad [14]$$

em que  $\tau_L$  é a tensão de corte mobilizada antes da descarga e  $\tau$  é a tensão de corte mobilizada após a descarga, que é calculada por:

$$\tau = \tau_L - \Delta\tau_d \quad [15]$$

O valor incremental dos deslocamentos mobilizados no solo durante a descarga,  $\Delta\delta_d$ , calcula-se, então, com a equação seguinte:

$$\Delta\delta_d = \frac{\Delta\tau_d}{G_s} h \quad [16]$$

em que  $\Delta\tau_d$  é a variação da tensão de corte durante a descarga;  $G_s$  é o módulo de corte secante. O módulo de corte secante,  $G_s$ , calcula-se com a equação seguinte:

$$G_s = G \max(1 - USSL) \quad [17]$$

em que  $G_{max}$  é calculado pela equação 7.

Na Figura 2 b) apresentam-se os deslocamentos obtidos pelo modelo (Salgado e Carvalho, 2008) numa simulação de 3 ciclos de carga e descarga durante um ensaio, sem patamares de fluência, de uma ancoragem “tipo” com tensões de corte mobilizadas da ordem dos 95% da tensão de rotura, considerando os seguintes dados:  $Ltf = 10m$ ;  $Ltb = 5m$ ;  $D = 0,1m$ ;  $E_t = 200E10^6 kNm^{-2}$ ;  $A_t = 800 \cdot 10^{-8} m^2$ ;  $K_G = 1000$ ;  $n = 0,5$ ;  $\tau_{rot} = 500 kPa$ ;  $\sigma_N' = 100 kPa$ ;  $Pp = 800 kN$ ;  $P_\theta = 100 kN$ . Considerando estes mesmos parâmetros, apresentam-se, na Figura 3, os

deslocamentos obtidos pelo modelo numa simulação de 6 ciclos de carga e descarga durante um ensaio com patamares de fluência em que é assumido que durante os patamares de fluência não há perda de carga (Carvalho, 2009).

Na Figura 3a) apresentam-se os deslocamentos totais e nas Figura 3b) e 3c) a decomposição destes deslocamentos em deslocamentos elásticos e deslocamentos elastoplásticos respectivamente.

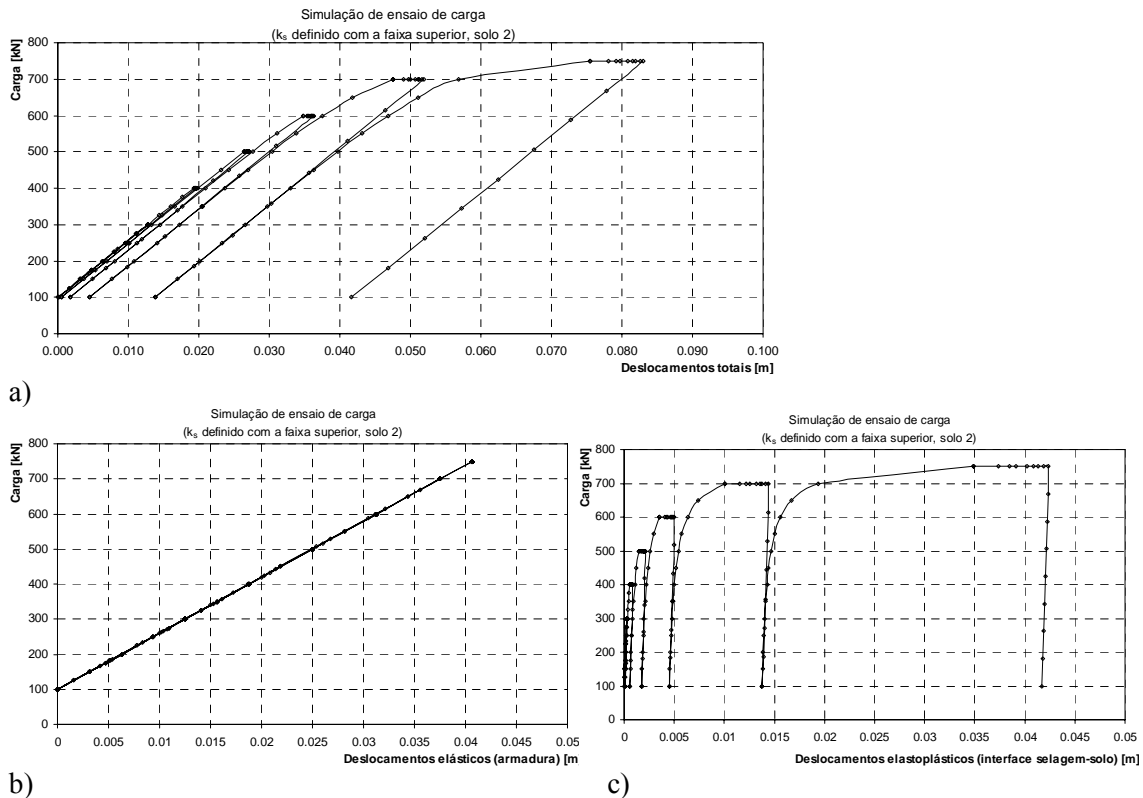


Figura 3 - Resultados obtidos pelo modelo teórico na simulação de 6 ciclos de carga e descarga durante o ensaio de uma ancoragem com patamares de fluência: a) deslocamentos totais; b) deslocamentos elásticos; c) deslocamentos elastoplásticos (Carvalho, 2009).

### 3 - ESTIMATIVAS DE PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DA RIGIDEZ E DA RESISTÊNCIA DA INTERFACE ENTRE O BOLBO DE SELAGEM E O TERRENO ENVOLVENTE - APLICAÇÃO DO MODELO NA SIMULAÇÃO DE ENSAIOS REAIS



Figura 4 – Muro ancorado na zona Oeste da escola da Merceana (Carvalho, 2009)

Um dos objectivos do trabalho de Carvalho (2009) foi o de inferir, a partir dos resultados do ensaio de uma ancoragem, parâmetros característicos da rigidez e da resistência do solo localizado na interface entre o bolbo de selagem e o terreno envolvente. Com base nos resultados obtidos em três ensaios prévios efectuados na obra da escola da Merceana (Figura 4) desenvolveram-se os seguintes procedimentos para estimar o valor do módulo máximo de corte,

$G_{max}$ , e da tensão última de rotura,  $\tau_{ult}$ , mobilizada, no solo na zona da interface do bolbo de selagem, durante o ensaio.

1º Representação dos resultados de forma clara identificando separadamente as fases de carga e descarga (Figura 5)

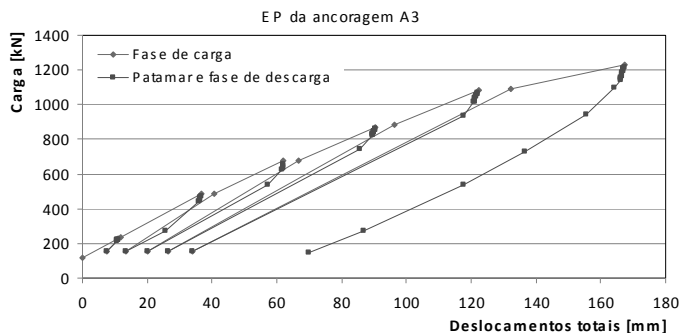
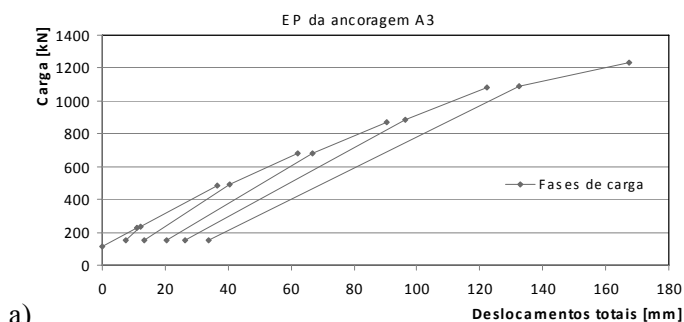
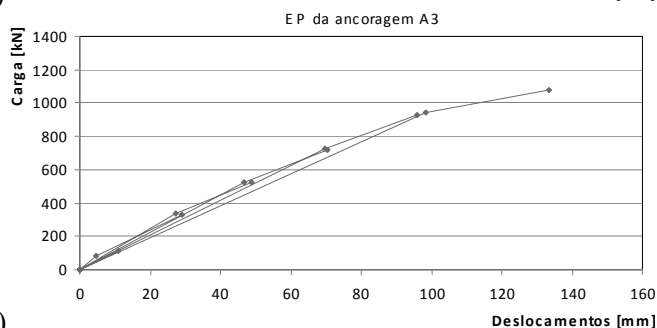


Figura 5 – Resultados obtidos no ensaio prévio da ancoragem A3

2º Seleccionar as fases de carga e zerar a origem do início de cada ciclo de carga (Figura 6 a e b)



a)



b)

Figura 6 – a) registos das fases de carga; b) zeragem do início de cada ciclo de carga

3º Estimar o deslocamento mobilizado no solo, na zona da interface do bolbo de selagem, correspondente ao final de cada incremento de carga: 3a) Estimar a evolução do comprimento livre aparente ao longo do ensaio com base nos procedimentos do MG, Figura 7 (Carvalho, 2009)

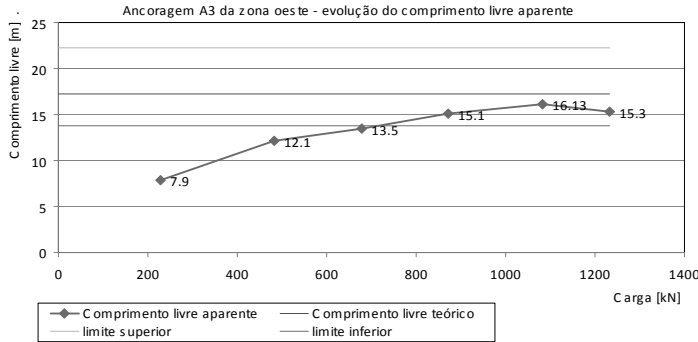


Figura 7 – Evolução do comprimento livre aparente da ancoragem durante o ensaio

3b) Estimar os deslocamentos elásticos mobilizados na armadura durante os incrementos de carga (Figura 8), utilizando o valor médio do comprimento livre aparente,  $(Lapp)_{médio}$ .

$$de = \Delta P * (Lapp)_{médio} / (E_t A_t) \quad [18]$$

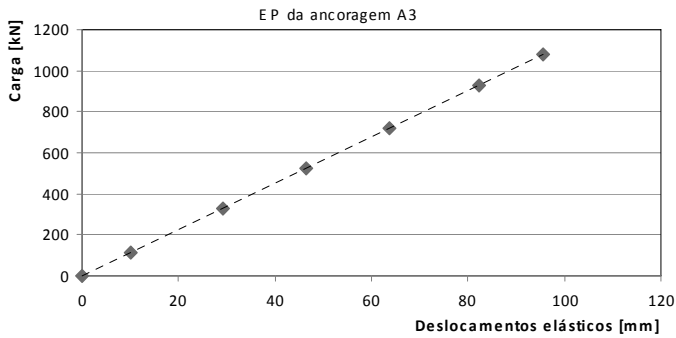


Figura 8 – Estimativa de deslocamentos elásticos, de, mobilizados na armadura

3c) Estimar os deslocamentos mobilizados no solo,  $d_{solo}$ , na zona da interface do bolbo de selagem, Figura 9, que são obtidos da subtração entre os deslocamentos totais (Figura 6b) e os deslocamentos elásticos (Figura 8):

$$d_{solo} = dt - de \quad [19]$$

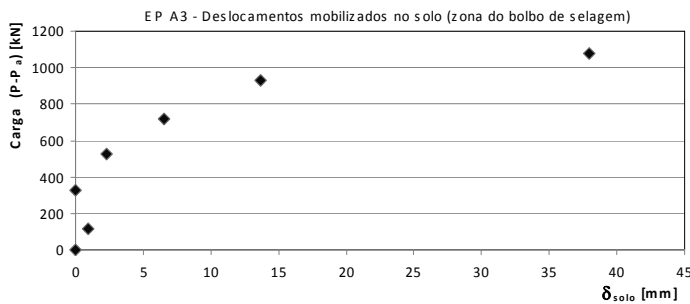


Figura 9 – Representação gráfica dos deslocamentos mobilizados no solo na zona do bolbo de selagem

4º) Converter o diagrama entre a força aplicada e o deslocamento mobilizado no solo (Figura 10) para o diagrama correspondente entre a tensão de corte aplicada e a distorção mobilizada no solo na zona do bolbo de selagem (Figura 10). O incremento, em relação á tensão inicial,  $\tau_i$ , da tensão de corte mobilizada na interface na zona do bolbo de selagem obtém-se dividindo o incremento da força aplicada pela área lateral do bolbo de selagem:

$$(\tau - \tau_i) = (T - T_i) / (\pi D L_{tb}) \quad [20]$$



onde:  $D$  é o diâmetro do bolbo de selagem = 0,15m;  $L_{tb}$  o comprimento do bolbo de selagem=10 m;  $T_i$  carga de referência, também designada por  $P_a$ ;  $\tau_i$  a tensão de corte correspondente a  $T_i$  e  $T$  e  $\tau$  a força aplicada e a tensão de corte correspondente. O valor da distorção,  $\gamma$ , obtém-se dividindo o deslocamento,  $d_{solo}$ , por  $h = D = 0,15m$ ), conforme a hipótese assumida no modelo teórico, ou seja:  $\gamma = d_{solo} / 0,15$ .

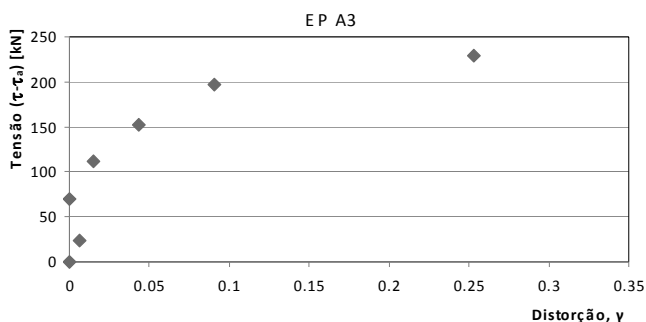


Figura 10 - Diagrama entre ( $\tau - \tau_i$ ) e  $\gamma$  (ancoragem A3)

5º) Estimar a tensão de corte última,  $\tau_{ult}$ , e o módulo inicial,  $G_{max}$ , seguindo os procedimentos desenvolvidos por Duncan et al. (1980) conforme apresentado na Figura 11.

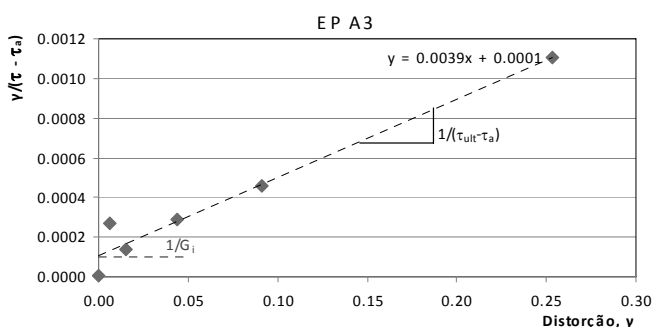


Figura 11 - Representação gráfica da relação entre  $\gamma$  e ( $\gamma / (\tau - \tau_i)$ ) (ancoragem A3)

Com base nesta figura obtém-se  $(\tau_{ult} - \tau_i) = 1/0,0039 = 256,4$  kPa, ou seja, com base nestes resultados, então:

$$\tau_{ult} = 256,4 + \tau_i = 256,4 + (150/\text{area lateral do bolbo}) = 256,4 + 31,8 = 288,2 \text{ kPa}$$

$$G_i = 1/0,0001 = 10000 \text{ kPa} = G_{max} (1 - SSL)^2 = K_G Pa (\sigma'_N / Pa)^5 (1 - SSL)^2$$

Como  $SSL = 31,8/288,2 = 0,11$  e  $\sigma'_N = 150$  kPa (Carvalho, 2009), então:

$$K_G = (10000/0,791)/122 = 103,6 \text{ e } G_{max} = 12625 \text{ kPa}$$

Utilizando estes parâmetros conjuntamente com as características da ancoragem,  $E_t = 200.900$  kN/mm<sup>2</sup> e  $A_t = 843,36$  mm<sup>2</sup> (Carvalho, 2009) o ensaio prévio da ancoragem foi simulado conforme apresentado na Figura 12. Pode ver-se que os resultados obtidos pelo modelo simplificado conseguem representar adequadamente os resultados reais do ensaio.

#### 4. CONCLUSÕES

Até recentemente dos resultados dos ensaios efectuados em ancoragens só se poderia inferir da adequabilidade, ou não, da ancoragem relativamente às cargas previstas no projecto. Com a aplicação dos procedimentos utilizados no modelo simplificado proposto é agora possível inferir

parâmetros característicos do módulo de distorção máximo,  $G_{max}$  e da tensão de corte última,  $\tau_{ult}$  da interface entre o bolbo de selagem e o solo envolvente. O modelo foi também aplicado na simulação dos ensaios prévios das ancoragens A1 e A4 da obra da Merceana com a obtenção de resultados que representam bem os resultados registados durante os ensaios.

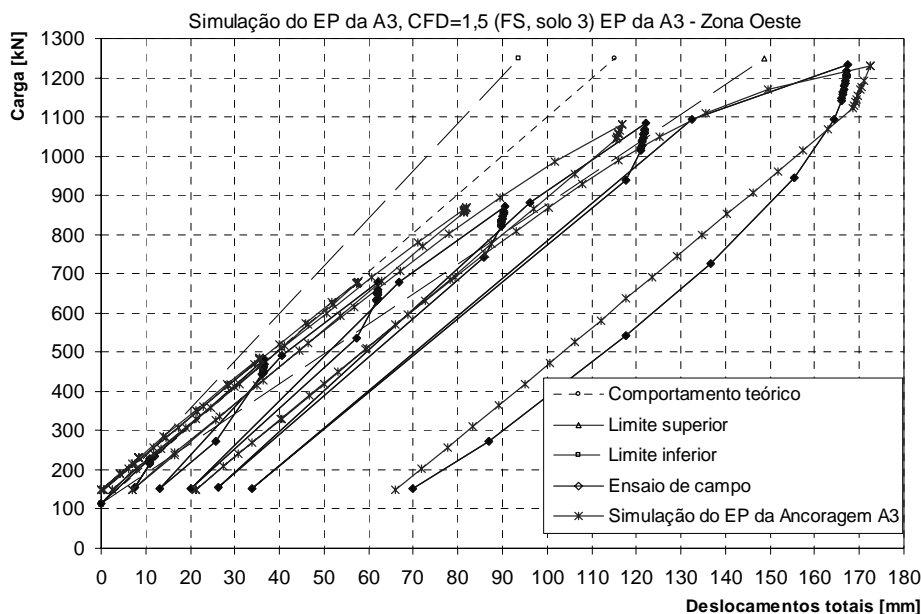


Figura 12 – Comparação entre os resultados obtidos no ensaio prévio da ancoragem A3 e os resultados calculados pelo modelo simplificado (Carvalho, 2009)

## AGRADECIMENTOS

Os autores estão gratos à DREL pela autorização da utilização dos resultados dos ensaios efectuados nas ancoragens das obra da Merceana e à Direcção do LNEC, que através do seu Programa de Investigação Programada, PIP 2005-2008, permitiu que este trabalho de investigação fosse efectuado.

## REFERÊNCIAS

- Byrne, P.M., Salgado, F.M. e Howie, J.A (1990). " Relationship between the Unload Shear Modulus from Pressuremeter Tests and the Maximum Shear Modulus for Sand ". 3<sup>rd</sup> International Symposium on Pressuremeter. University of Oxford, Oxford, U.K..
- Carvalho, M.R. (2009). Ancoragens pré-esforçadas em obras geotécnicas. Construção, ensaios e análise comportamental. Tese de Doutoramento, FEUP, Abril.
- Carvalho, M. R. (1997). Análise distorcional de solos aluvionares lodosos. Tese de Mestrado, UNL Lisboa, Portugal.
- Carvalho, M. R.; Salgado, F. M. (1998). New developments on the interpretation of in situ vane test data. 8<sup>th</sup> Cong. of the Inter. Ass. of Engineering Geology: Vancouver, 21-25 September
- Duncan, J.M.; Chang, C.Y. (1970). Nonlinear analysis of stress and strain in soils. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, vol. 96, nº SM5
- Duncan, J. M.; Byrne, P.; Kay, S.; Wong; Mabry, P. (1980). Strength, stress strain and Bulk Modulus parameters for Finite Elements Analyses of stresses and movements in soil masses. University of California – Berkeley.

- Kondner, R. L. (1963). Hyperbolic stress-strain response in cohesive soils, J. Soil Mech. Found. Eng., ASCE, 89, N° 1, pp.115 to 143.
- Ostermayer, H. (1974). Construction, carrying behaviour and creep characteristics of ground anchors. Pro. Diaphragm walls and anchorages. Inst. Civ. Eng., London, pp. 141 to 151
- Salgado, F. M.; Carvalho, M. R. (2008) – *Theoretical anchor testing. Estimations of  $k_s$* . Nota Técnica 15-NFTOS. Trabalho realizado no âmbito do Programa de Investigação Programado, PIP, do LNEC - Processo 503/11/16143

