

COMPORTAMENTO ELASTOPLÁSTICO DE UM SOLO RESIDUAL DE ARENITO NÃO SATURADO

Elastoplastic behaviour of an unsaturated residual soil from sandstone

SANDRO LEMOS MACHADO*

ORENCIO MONJE VILAR**

RESUMO - Neste trabalho são apresentados resultados de ensaios triaxiais em trajetórias múltiplas de tensão, realizados em amostras saturadas e com controle de sucção, em corpos de prova indeformados de um solo residual arenoso. São estudadas a forma da superfície de plastificação do solo, suas lei de fluxo e de encruamento e a evolução destas propriedades com a sucção. A superfície de escoamento do Cam-Clay modificado é ajustada aos pontos experimentais, assim como uma função empírica de correção de sua forma é utilizada, no sentido de se melhor prever os resultados obtidos à esquerda da projeção da linha de estados críticos no plano $(p;q)$. A forma da superfície de plastificação do solo, assim como a sua lei de fluxo, não apresentaram indícios de mudança em função do encruamento ou da sucção aplicada. Uma nova lei de fluxo, não associada, é proposta para descrever o comportamento do material. O espraio das superfícies de escoamento do solo com a sucção pôde ser previsto, com razoável acerto, a partir de ensaios triaxiais convencionais e de compressão confinada realizados com controle de sucção.

SYNOPSIS - In this paper some results of triaxial compression tests performed with control of stress and suction are presented. Tests were accomplished using undisturbed samples of an residual sandy soil, collected on a typical soil profile from São Carlos City. It is shown that soil yield surface shape can be predicted using some of the most known constitutive models proposed to foresee unsaturated soil behaviour. A non-associated flow law is proposed to the soil. Changes either on yield surface size or on suction values did not appear to modify the nature of the soil flow law or the shape of the yield locus. Its is also shown that the enlargement of the yield surfaces with suction can be fairly predicted using data from triaxial and confined compression tests performed with suction control.

1 - INTRODUÇÃO

Tem-se notado, nos últimos anos, um crescente interesse na extensão dos modelos constitutivos já existente para solos saturados (principalmente aqueles advindos da mecânica dos solos dos estados críticos), de modo a abranger também a situação de não saturação dos mesmos. Este avanço no estudo e modelagem do comportamento dos solos tem freqüentemente se apresentado no sentido de se aprimorar os modelos constitutivos existentes de modo a capacitá-los a executar análises acopladas de tensão/deformação/fluxo. O potencial prático de tal esforço é vasto, podendo-se citar o aprimoramento das análises de estabilidade de taludes e o estudo dos fenômenos de interação solo/estrutura para casos especiais como colapso e expansão como exemplos de aplicação prática de tais conhecimentos. Pode-se dizer que, na grande maioria dos trabalhos apresentados na literatura, procura-se introduzir o efeito da sucção matricial no equacionamento dos modelos constitutivos já propostos para solos

* Professor Doutor, Universidade Federal da Bahia. E-mail: smachado@ufba.br

** Professor Doutor, Escola de Engenharia de São Carlos/USP. E-mail: orencio@sc.usp.br

saturados pelo uso do conceito de variáveis de estado (Fredlund e Morgenstern, 1977 e Matyas e Radhakrishna, 1968), sem contudo apresentar grandes modificações nas características principais destes modelos, ou seja, procura-se sempre preservar a forma da superfície de escoamento e o tipo de lei de fluxo (se associada ou não) do modelo anterior.

Alonso *et al.* (1987) apresentam um relato pioneiro no qual características similares de comportamento de solos não saturados, tanto do ponto de vista da resistência ao cisalhamento quanto do ponto de vista da deformabilidade são estudadas. Um modelo qualitativo é então proposto para representação do comportamento tensão/deformação destes solos, no qual são apresentadas as primeiras idéias acerca da expansão de superfícies de escoamento utilizadas em modelos já existentes para solos saturados, em decorrência da sucção matricial (em Alonso *et al.*, 1987, adotou-se o Cam-Clay modificado como modelo base para explicar o comportamento dos solos não saturados). O modelo qualitativo proposto é explicado em termos das variáveis de estado de tensões apresentadas a seguir.

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} - u_a \quad (1)$$

$$q = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2)$$

$$s = u_a - u_w \quad (3)$$

Nestas equações, p é a tensão octaédrica média líquida, q é a tensão desviadora e s é a sucção matricial.

A Fig. 1 apresenta modos de movimentação da superfície de escoamento do solo com a sucção no plano (p ; q). Nesta figura, Sup_1 , Sup_2 e Sup_3 são superfícies de escoamento do solo para diferentes valores de sucção (Sup_1 para $s = 0$), p_o^* é a tensão de pré-adensamento isotrópica do solo saturado, p_o é a tensão de pré-adensamento isotrópica líquida do solo para um dado valor de sucção e M é a inclinação da projeção da linha de estados críticos (CSL) no plano (p ; q).

Conforme mostrado na Fig. 1, o espriamento das superfícies de escoamento com a sucção é devido basicamente a dois fatores: 1) o ganho de coesão do solo com a sucção (lado esquerdo) e 2) o aumento da tensão de pré-adensamento do solo com a sucção (lado direito). Ainda na Fig. 1 são mostrados os elementos básicos do modelo para o plano (p ; s): duas novas superfícies de escoamento aparecem, a saber, SI e LC. A superfície de escoamento SI representa o limite superior a partir do qual acréscimos de sucção irão provocar deformações plásticas no solo. Do mesmo modo, ao se atingir a superfície LC provocam-se deformações plásticas no solo, seja por diminuição no valor da sucção, seja por acréscimos de carga. Em outras palavras, a superfície de escoamento LC representa a variação da tensão de pré-adensamento do solo com a sucção.

Alonso *et al.* (1990) apresentam um desenvolvimento matemático para a extensão do Cam-Clay para os solos não saturados. São apresentadas as seguintes equações para a superfície LC e para o comportamento dos parâmetros de rigidez elastoplástica relativa à p (λ) do solo. Na eq. (4), κ representa a rigidez elástica do solo relativa à p , adotada como independente da sucção, $\lambda(s)$ corresponde ao valor de λ para um dado valor de sucção, $\lambda(0)$ corresponde ao valor de λ para o solo saturado e p^c corresponde a uma tensão octaédrica de referência.

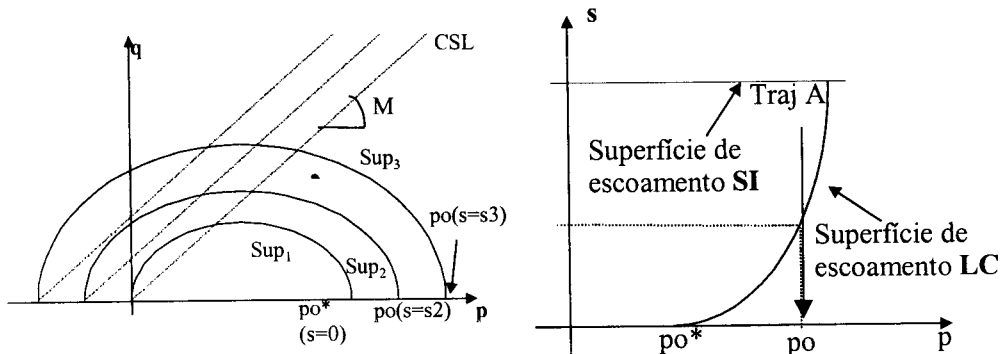


Fig. 1 - Superfícies de escoamento do solo no espaço (p q; s) (Alonso *et al.*, 1987).

$$\left(\frac{p_o}{p^c} \right) = \left(\frac{p_o^*}{p^c} \right)^{\frac{[\lambda(0) - \kappa]}{[\lambda(s) - \kappa]}} \quad (4)$$

Na eq. (5), β é um parâmetro que reflete a rapidez com $\lambda(s)$ tende a seu valor mínimo e r é o valor mínimo da razão $\lambda(s)/\lambda(0)$ (assintótico). Obtendo-se valores apropriados para β e r , é possível correlacionar-se prontamente, para cada valor de s um valor de $\lambda(s)$ correspondente. Entrando-se com os valores de $\lambda(0)$, p^c , κ e $\lambda(s)$, (este último calculado pela eq. 5), na eq. (4), fica definida a superfície de escoamento LC do solo.

$$\lambda(s) = \lambda(0)[(1-r)\exp(-\beta s) + r] \quad (5)$$

Em um processo de umedecimento a valores constantes de p (trajetória A, Fig. 1), o valor de p_o^* atingido ao tornar-se o solo saturado será igual ao valor de p no qual este processo se deu. O deslocamento da superfície LC será então dado pela diferença entre o valor de p e o valor inicial de p_o^* . Conforme pode-se notar, esta diferença será maior quanto menor for a inclinação da superfície LC do solo. Como as deformações volumétricas plásticas apresentadas pelo solo são proporcionais ao deslocamento da superfície LC, deve-se esperar valores de colapsos crescentes com o encruamento do solo (ou com o aumento da tensão vertical imposta à amostra), caso as superfícies LC se tornem cada vez menos inclinadas, como no caso do modelo de Alonso *et al.* (1990). Conforme relatado por Machado e Vilar (1997), contudo, na grande maioria dos solos colapsíveis brasileiros um valor máximo de colapso é atingido, para um determinado valor de carregamento, de modo que para valores maiores de carga o colapso se torna progressivamente menor.

Em Alonso *et al.* (1990) é suposto um ganho linear de coesão com a sucção do solo (eq. 6), com constante de proporcionalidade k . As eqs. (7) e (8) apresentam a superfície de escoamento e a lei de fluxo adotadas por Alonso *et al.* (1990), respectivamente.

$$p_s = -ks \quad (6)$$

$$q^2 - M^2(p + p_s)(p_o - p) = 0 \quad (7)$$

$$\frac{d\varepsilon_s^p}{d\varepsilon_{vp}^p} = \frac{2q\alpha}{M^2(2p + p_s - p_o)} \quad (8)$$

Para o caso de uma lei de fluxo associada, $\alpha = 1$. Em outros casos, α pode ser determinado de modo que para uma trajetória de compressão confinada, a lei de fluxo preveja deformações laterais nulas. Fazendo-se $K_o = 1 - \sin\phi$, tem-se:

$$\alpha = \frac{M(M-9)(M-3)}{9(6-M)} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\kappa}{\lambda}} \quad (9)$$

Balmaceda *et al.* (1992) apresentam algumas mudanças no modelo proposto por Alonso *et al.* (1990) de modo que este passe a reproduzir o comportamento de solos apresentando um máximo de colapso. Os autores utilizam nesta nova versão do modelo de Alonso *et al.* (1990) as mesmas equações para a superfície de escoamento do solo e sua lei de fluxo. Para a superfície de escoamento LC do solo os autores propõem a seguinte equação:

$$p_o = (p_o^* - p_c) + p_c \left[(1-m)e^{-\alpha_b s} + m \right] \quad (10)$$

A variável m é relacionada com a diferença entre p_o , obtido para valores elevados de sucção, e p_o^* . A eq. (11) explicita o valor de m . Na eq. (10), α_b é um parâmetro o qual controla a forma da superfície de escoamento LC.

$$m = 1 + \frac{\zeta_y - 1}{\zeta_x - p_c} (p_o^* - p_c) e^{\frac{\zeta_x - p_o^*}{\zeta_x - p_c}} \quad (11)$$

Na eq. (11), ζ_x corresponde ao valor de p_o^* para o qual se obtém o maior valor de colapso do solo e ζ_y é relacionado com valor de colapso máximo previsto.

No modelo de Balmaceda *et al.* (1992), as leis de endurecimento do material são escritas de forma a preverem uma relação hiperbólica entre o índice de vazios do solo e a tensão octaédrica média para o caso do solo saturado e entre o índice de vazios e a sucção, para o caso de um estado não saturado do solo.

Neste trabalho são apresentados resultados de ensaios com tensão controlada realizados em amostras de solo saturadas ou com controle de sucção. Os dados obtidos são utilizados na definição de uma superfície de plastificação e de uma lei de fluxo para o solo estudado.

2 - SOLO ENSAIADO

A cidade de São Carlos está assentada sobre rochas do grupo São Bento, constituídas de arenitos da formação Botucatu e magmatitos básicos da formação Serra Geral. Os colúvios, que cobrem praticamente toda a região, foram originados a partir do retrabalhamento dos materiais do grupo Bauru e das formações Serra Geral e Botucatu. Devido às condições climáticas, estes sedimentos se encontram laterizados, com altas concentrações de óxidos e hidróxidos de ferro e alumínio. Logo abaixo destes colúvios, encontram-se os sedimentos e solos residuais das formações Bauru e Botucatu, bem como solos proveniente da formação Serra Geral. Entre os colúvios e as formações subjacentes aparece, muito freqüentemente, uma linha de seixos. As amostras utilizadas neste trabalho foram obtidas em um poço escavado no

campo experimental da EESC/USP, para as profundidades de 8, 8,5 e 9 m. O nível de água se encontra normalmente a uma profundidade em torno dos 10 m.

Quando da coleta dos blocos indeformados, a linha de seixos foi encontrada entre as profundidades de 6 e 7 m. Diversos ensaios de compressão triaxial com tensão controlada e convencionais e de compressão confinada foram realizados, em amostras saturadas ou não, para que fosse possível um estudo das características principais de elastoplasticidade do solo amostrado. O solo utilizado para a realização dos ensaios apresentados neste trabalho possui as seguintes características principais: peso específico natural de $19,2 \text{ kN/m}^3$, umidade natural de 16,7%, índice de vazios de 0,65, grau de saturação de 70%, limite de liquidez de 28%, limite de plasticidade de 17% e peso específico das partículas sólidas de $27,1 \text{ kN/m}^3$. Sua composição granulométrica consta de 69% de areia fina e média, 17% de argila e 14% de silte. A composição mineralógica do solo apresenta quartzo como mineral predominante na fração grossa e caulinita como mineral predominante na fração argila. Uma pequena quantidade de óxidos de ferro é também observada.

3 - MATERIAIS E MÉTODOS

A seguir são apresentados os procedimentos utilizados na obtenção da curva característica de sucção do solo e nos ensaios triaxiais com controle de tensão. Os procedimentos utilizados na realização dos ensaios triaxiais convencionais e de compressão confinada são apresentados em Machado (1998).

3.1 - Obtenção da curva característica de sucção do solo

A determinação da curva característica de sucção para o solo residual de arenito se deu segundo dois procedimentos distintos, adotados conforme o intervalo de sucção empregado. Para baixos valores de sucção, foi empregado o método do funil de placa porosa, enquanto que para valores maiores de sucção empregou-se a câmara de Richards.

Os valores de umidade correspondentes a cada valor de sucção foram determinados após observar-se a constância de peso das amostras, o que ocorreu entre 15 dias e um mês, para o caso do funil de placa porosa e entre uma e duas semanas, para o caso da câmara de Richards.

3.2 - Ensaios de compressão triaxial do tipo tensão controlada

Os corpos de prova utilizados nestes ensaios foram obtidos por talhagem de blocos indeformados de solo, tendo dimensões nominais de 101 mm (altura) e 47,6 mm (diâmetro). Todos os ensaios foram realizados de modo que, a partir de uma previsão inicial dos pontos de plastificação do corpo de prova, as velocidades de aplicação de tensões fossem tais que os ensaios tivessem uma duração mínima de oito horas, para o caso do solo saturado e de vinte e quatro horas para o caso dos ensaios com controle de sucção. Constam do conjunto de equipamentos utilizados uma prensa triaxial do tipo Bishop & Wesley, três atuadores de pressão, três transdutores internos de deslocamento do tipo efeito Hall (dois axiais e um radial) e uma célula de carga submersível. Na Fig. 2 é apresentada a disposição geral dos equipamentos utilizados para a realização dos ensaios com tensão controlada. Em todos os ensaios realizados em amostras saturadas utilizou-se a técnica de saturação por contra pressão. Para que a realização de ensaios com controle de sucção fosse possível, foi necessária a inclusão de uma pedra porosa com um valor de entrada de ar de 5 bar na base da prensa Bishop & Wesley.

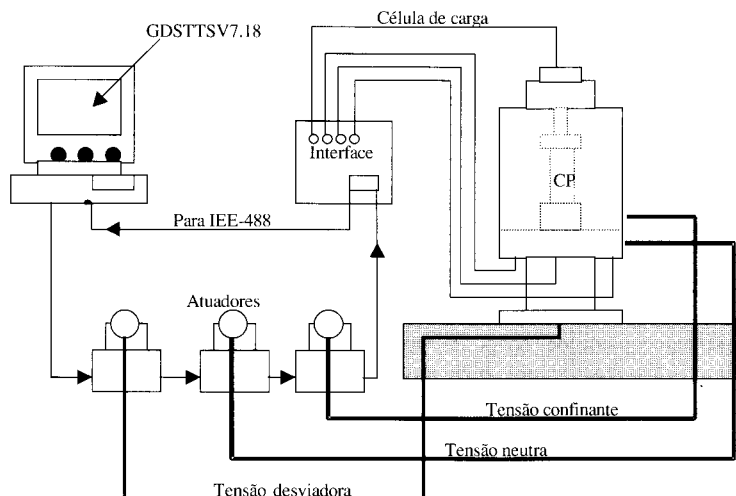


Fig. 2 - Disposição geral dos equipamentos utilizados para a realização de ensaios com tensão controlada.

Os ensaios de tensão controlada foram realizados utilizando-se dois procedimentos distintos. Conforme ilustrado na Fig. 3, no primeiro modo de proceder, antes do cisalhamento sob diversas trajetórias de tensão, os corpos de prova eram carregados isotropicamente até 80 kPa de tensão confinante efetiva, aproximadamente a metade de sua tensão isotrópica de pré-adensamento, determinada previamente.

Para os ensaios realizados segundo as trajetórias -30° e -50° , o cabeçote dos corpos de prova teve de ser trocado por outro que permitisse a aplicação de $\sigma_a < \sigma_r$. Este primeiro conjunto de ensaios realizado teve como objetivo a análise das lei de fluxo e de encruamento do material e principalmente da forma da superfície de escoamento obtida durante a sua história de tensões em campo.

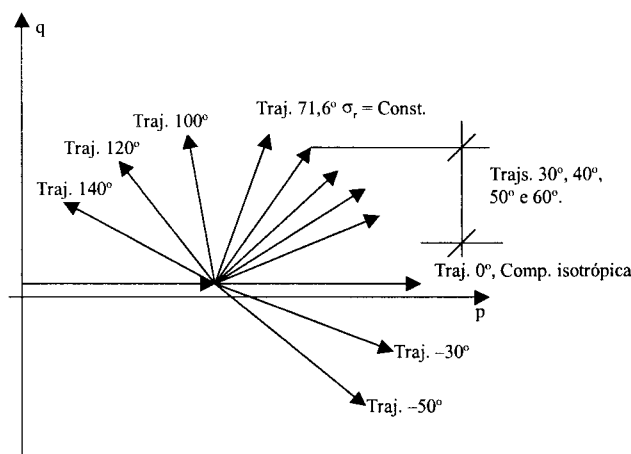


Fig. 3 - Trajetórias de tensões adotadas no primeiro conjunto de ensaios com tensão controlada realizados em amostras saturadas.

A Fig. 4 ilustra as trajetórias de tensões seguidas no segundo grupo de ensaios em amostras saturadas. Conforme apresentado, os corpos de prova foram carregados em uma condição de compressão confinada até um determinado valor de tensão axial (aproximadamente 400 kPa),

valor este seguramente capaz de provocar a plastificação do corpo de prova, deslocando a sua superfície de escoamento para uma nova posição (ponto 1 da Fig. 4). A partir deste ponto, o corpo de prova era descarregado também em condições de confinamento lateral até uma determinada percentagem da tensão vertical máxima.

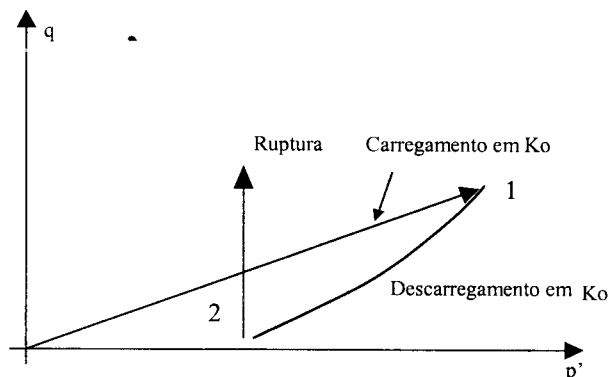


Fig. 4 - Trajetórias de tensão seguidas no segundo conjunto de ensaios com tensão controlada realizados em amostras saturadas.

Após terem sido descarregadas até um determinado valor de tensão axial, as amostras eram rompidas em uma trajetória realizada mantendo-se um valor de p' constante, atingindo o ponto 2 ilustrado na figura. Devido a natureza destas trajetórias de tensão, tanto o ponto 1 como o ponto 2 se situam sobre uma mesma superfície de plastificação, permitindo um melhor estudo de sua forma.

Os ensaios do segundo grupo tiveram como objetivo definir a forma da superfície de escoamento do solo após o mesmo ter sofrido um determinado montante de deformações plásticas. Este estudo é importante no sentido de se avaliar a eventual influência de fatores como cimentação e estrutura na superfície de plastificação original do solo (formada durante a sua história de carregamento em campo). Segundo Leroeil e Vaughan (1990), para alguns solos, o efeito da estrutura é tão importante na determinação do seu comportamento quanto o seu índice de vazios inicial e a sua história de tensões. Os mesmos ensaios foram utilizados para a determinação da forma da superfície de escoamento inicial do material, em conjunto com os ensaios do primeiro grupo. Foram realizados ao todo quatro ensaios, descarregando-se os corpos de prova a 25, 33, 40 e 60% do valor da tensão axial máxima imposta durante a fase de compressão confinada.

A aplicação da sucção para o caso dos ensaios realizados em amostras não saturadas se deu por uso da técnica de translação de eixos. Todos os corpos de prova foram colocados na câmara de Richards, lá ficando até a equalização dos valores de sucção, após o que eram transferidos, um a um, para a câmara triaxial. A medida da quantidade de água expulsa ou absorvida pelo corpo de prova após a sua instalação na câmara triaxial foi realizada por intermédio do atuador conectado à sua base, acionado manualmente. Todos os ensaios foram realizados seguindo-se trajetórias semelhantes àquelas indicadas na Fig. 3. Adotou-se um valor de sucção matricial constante na realização dos ensaios em amostras não saturadas. Foram realizados ensaios submetendo-se os corpos de prova a valores de sucção matricial de 100 kPa (trajetórias de 0° , 40° , $71,6^\circ$, 100° e 130°) e 200 kPa (trajetórias de 0° , 25° , 50° , $71,6^\circ$, 90° e 100°).

4 - RESULTADOS OBTIDOS

4.1 - Curva característica de sucção do solo

A Fig. 5 apresenta a curva característica de sucção obtida para o solo, em escala semi-log, em termos de umidade volumétrica (relação volume de água/volume total, $\theta = S_r \cdot n$) versus sucção matricial.

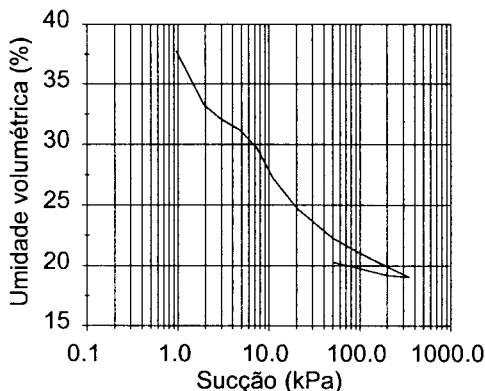


Fig. 5 - Curva característica de sucção obtida para o solo.

4.2 - Ensaios do tipo tensão controlada

As Figs. 6 a 8 apresentam os resultados obtidos em alguns dos ensaios triaxiais com controle de tensão, em amostras saturadas. Os resultados são apresentados em termos de tensão desviadora (q) e deformação volumétrica (ε_v) em função da deformação axial (ε_a). A Fig. 6 apresenta os resultados obtidos a partir dos ensaios do primeiro grupo, segundo as trajetórias de tensão de 30°, 40° e 50° (vide Fig. 3).

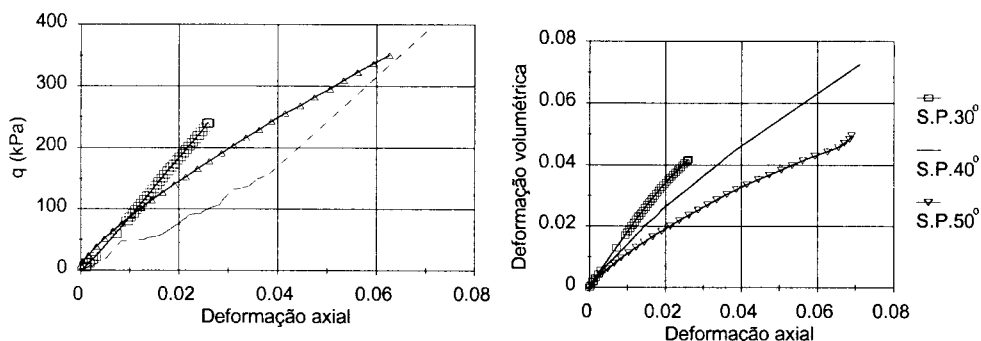


Fig. 6 - Curvas de $q \times \varepsilon_a$ e $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ obtidas para as trajetórias 30°, 40° e 50°. $\sigma_c = 80$ kPa.

A Fig. 7 apresenta os resultados obtidos a partir dos ensaios do primeiro grupo, segundo as trajetórias de tensão de 100°, 120°, e 140°, enquanto que a Fig. 8 apresenta os resultados obtidos a partir dos ensaios do segundo grupo realizados em amostras saturadas (vide Fig. 4). O valor percentual indicado no lado direito da Fig. 8 representa, em relação ao valor do σ_{amax}

atingido durante a fase de compressão confinada, o valor do σ_a de início do cisalhamento, realizado mantendo-se os valores de p' constantes.

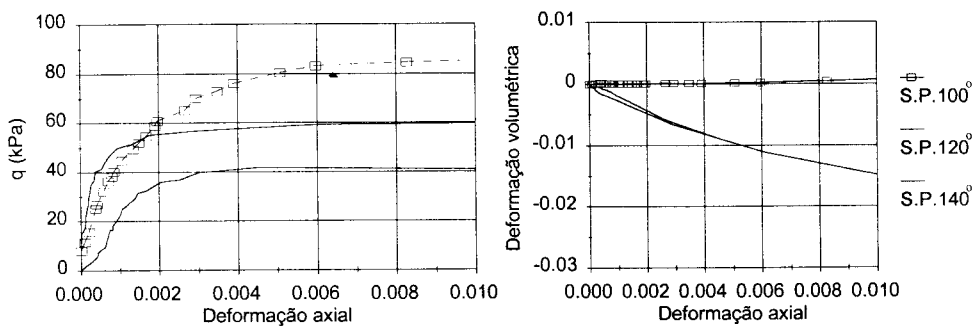


Fig. 7 - Curvas de $q \times \epsilon_a$ e $\epsilon_v \times \epsilon_a$ obtidas para as trajetórias 100° , 120° e 140° . $\sigma_c = 80$ kPa.

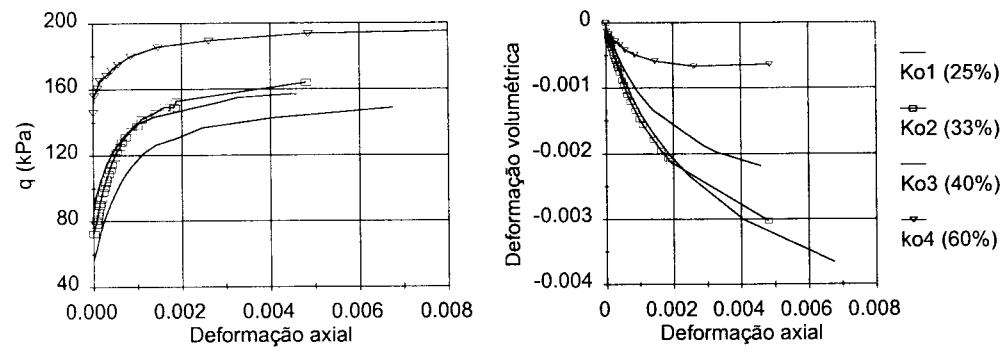


Fig. 8 - Curvas de $q \times \epsilon_a$ e $\epsilon_v \times \epsilon_a$ obtidas para os ensaios do segundo grupo realizados em amostras saturadas.

A Fig. 9 apresenta os resultados obtidos a partir do ensaio de compressão isotrópica realizado para um valor se sucção constante de 100 kPa, em termos da razão V/V_o (volume em um determinado instante sobre volume inicial da amostra), em função da tensão octaédrica média líquida, $(p - u_a)$. O valor da tensão de pré-adensamento obtido para este ensaio foi de aproximadamente 270 kPa.

A Fig. 10 apresenta os resultados obtidos durante o cisalhamento das amostras ensaiadas segundo as trajetórias de 40° , $71,6^\circ$, 100° e 130° , para um valor de sucção de 100 kPa. Os resultados obtidos a partir dos outros ensaios realizados são apresentados em Machado (1998).

4.3 - Ensaio triaxiais convencionais

A Fig. 11 apresentada a seguir ilustra o comportamento obtido para o intercepto de coesão do solo em função da sucção matricial. O ângulo de atrito das amostras ensaiadas não apresentou nenhuma tendência de variação com a sucção matricial, de modo que na construção da Fig. 11 todo acréscimo de resistência ao cisalhamento do solo foi creditado à acréscimos em seu intercepto de coesão. Ainda na Fig. 11 os resultados experimentais obtidos se encontram ajustados por uma equação hiperbólica (eq. 12), conforme já utilizado por diversos autores quando ensaiando solos semelhantes (Röhm, 1992 e Teixeira, 1996). Na eq. (12), c'

corresponde ao intercepto de coesão obtido para o solo saturado e a e b são parâmetros de ajuste da equação. Obteve-se para o solo um valor de $c' = 28,3$ kPa, enquanto que utilizando-se o método dos mínimos quadrados foram obtidos valores de $a = 1,35$ e $b = 0,024$ (kPa)⁻¹. O valor do coeficiente de correlação obtido foi de $r^2 = 0.989$. Detalhes dos procedimentos adotados na realização dos ensaios são apresentados em Machado (1998).

$$c(s) = c' + \frac{s}{a + b \cdot s} \tag{12}$$

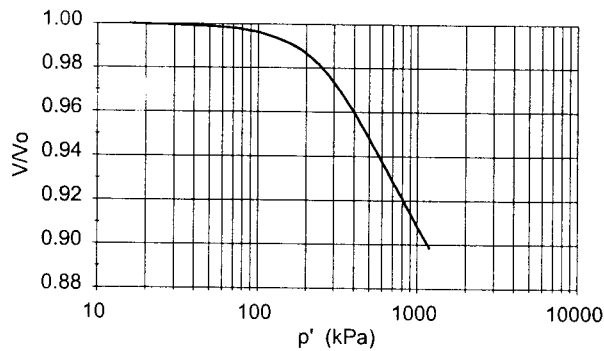


Fig. 9 - Curva de compressão isotrópica obtida para ensaio realizado com valor de sucção constante de 100 kPa.

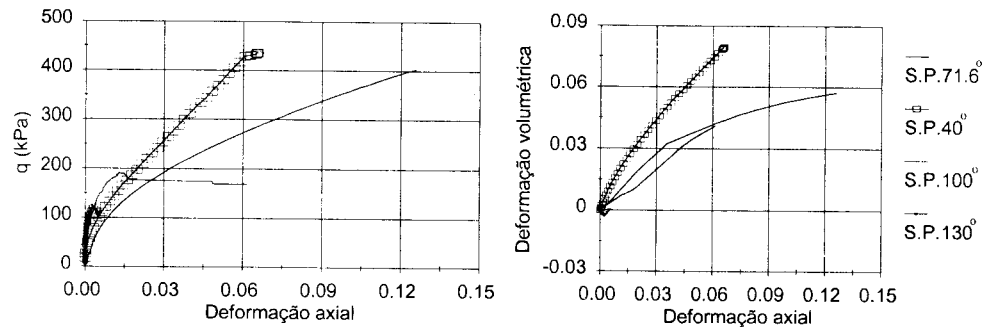


Fig. 10 - Curvas de $q \times \epsilon_a$ e $\epsilon_v \times \epsilon_a$ para os ensaios com sucção de 100 kPa. $\sigma_c = 150$ kPa.

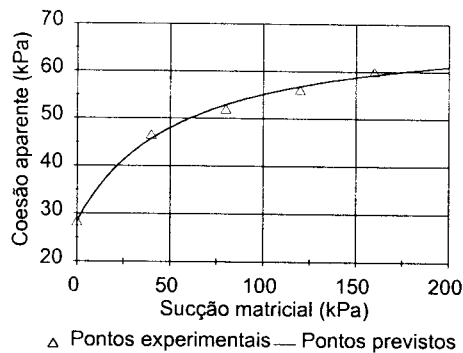


Fig. 11 - Variação do intercepto de coesão do solo com a sucção.

4.4 - Ensaios de compressão confinada

A Fig. 12 apresenta os resultados obtidos a partir dos ensaios de compressão confinada realizados com controle de sucção. A Fig. 12(a) apresenta o comportamento obtido para o índice de compressão do solo, enquanto que a Fig. 12(b) apresenta a curva LC obtida, expressa em termos da variação da tensão vertical de pré-adensamento do solo em função da sucção matricial. Conforme se pode observar, há uma nítida tendência de crescimento destes parâmetros com a sucção matricial. Os dados experimentais apresentados na Fig. 12 se encontram ajustados por funções potenciais.

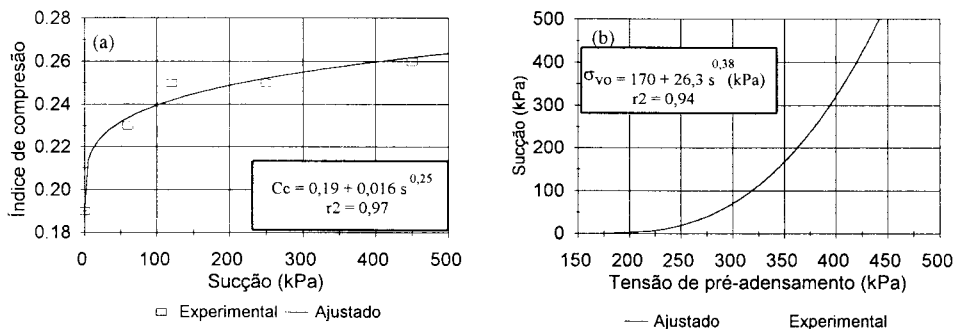


Fig. 12 - Resultados obtidos dos ensaios de compressão confinada realizados. (a) – Variação do índice de compressão do solo com a sucção e (b) – Variação da tensão de pré-adensamento com a sucção.

5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS

Conforme discutido anteriormente, os ensaios triaxiais realizados com controle de tensão tiveram o objetivo de estudar a forma das superfícies de escoamento do solo residual de arenito, assim como a natureza da sua lei de fluxo. Para tanto, pontos de escoamento para cada trajetória ensaiada tiveram de ser estimados. A determinação dos pontos de escoamento do solo se deu adotando-se o seguinte procedimento:

- Nos ensaios realizados segundo trajetórias de tensões com inclinações superiores a 90° , o corpo de prova apresentaria um encruamento do tipo “strain softening”, de modo que devido ao programa de carregamento imposto (com acréscimos na tensão desviatória e decréscimos na tensão radial) este apresentava sempre um processo de ruptura instável. Para estes corpos de prova, o estado de tensões de ruptura coincide com o estado de tensões de plastificação do material.
- Nos ensaios realizados com compressão confinada ou compressão isotrópica, o estado de tensões de plastificação foi definido utilizando-se o procedimento para estimativa da tensão de pré-adensamento do solo proposto por Pacheco Silva (1970).
- Por fim, nos ensaios realizados segundo as outras trajetórias de tensões, utilizou-se o procedimento proposto por Graham *et al.* (1983), para definição do estado de tensões de escoamento do solo. Segundo estes autores, o ponto de escoamento do solo pode ser definido como uma mudança de inclinação na curva $S_w \times W$, onde S_w é o invariante de tensões definido pela eq. (13) e W é o trabalho realizado sobre a amostra, calculado utilizando-se a eq. (14), para um caso de carregamento axissimétrico.

$$S_w = \sqrt{p^2 + q^2} \quad (13)$$

$$W = \sum_{i=1}^n \left\{ \left[\frac{\sigma_{1i} + \sigma_{1(i+1)}}{2} \right] [\varepsilon_{1i} - \varepsilon_{1(i+1)}] + 2 \left[\frac{\sigma_{3i} + \sigma_{3(i+1)}}{2} \right] [\varepsilon_{3i} - \varepsilon_{3(i+1)}] \right\} \quad (14)$$

Como a mudança de inclinação nas curvas $S_w \times W$ se deu de forma paulatina, o ponto de escoamento do material para uma dada trajetória foi determinado aproximando os dois trechos, anterior e posterior à plastificação, a segmentos de reta e definindo o ponto de plastificação do solo como a interseção das mesmas. Procedimento semelhante foi utilizado por Parry e Nadarajah (1973) para definição de superfícies de plastificação em amostras pré-adensadas de caulino. A definição dos pontos de plastificação do solo utilizando-se o critério proposto por Graham *et al.* (1983) e pelo método de Pacheco Silva apresentaram valores similares.

Os estados de tensão correspondentes aos pontos de escoamento do material, determinados conforme descrito anteriormente, foram ajustados à equação para a superfície de escoamento do Cam-Clay modificado, utilizada nos modelos de Alonso *et al.* (1990) e Balmaceda *et al.* (1992), através do método dos mínimos quadrados. A Fig. 13 apresenta o ajuste da eq. (7) aos dados experimentais, para os ensaios saturados do primeiro grupo e para os ensaios realizados com valores de sucção de 100 kPa e 200 kPa. No ajuste da eq. (7) aos dados experimentais foi adotado um valor de $M = 1,26$, correspondente a um ângulo de atrito de $31,5^\circ$, calculado utilizando-se os resultados dos ensaios triaxiais realizados em amostras saturadas, forçando-se a obtenção de um intercepto de coesão nulo.

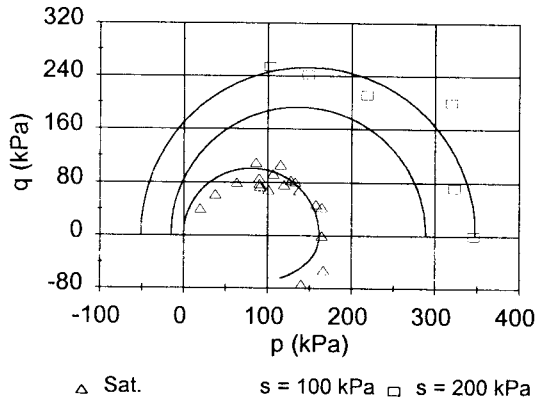


Fig. 13 - Ajuste da eq. (7) aos dados experimentais.

Conforme apresentado na Fig. 13, há um ajuste razoável da eq. (7) aos dados experimentais. Nota-se um melhor ajuste aos dados experimentais situados à direita da projeção da linha de estados críticos, havendo uma super estimativa dos pontos de plastificação do solo para o caso das amostras com altos valores de OCR na ruptura. Isto é melhor observado para o caso dos ensaios realizados em amostras saturadas, onde há um número maior de ensaios cujo ponto de plastificação se situa à esquerda da CSL. A forma da superfície de escoamento do solo parece se manter inalterada para ensaios realizados com $\sigma_a < \sigma_r$ e para os ensaios realizados com valores de sucção de 100 e 200 kPa.

Para que a eq. (7) fosse melhor ajustada aos pontos experimentais, uma função empírica de correção de forma, δ_q , foi inserida. A eq. (15) ilustra o ajuste empírico proposto para a superfície de plastificação do Cam-Clay modificado, através do parâmetro δ_q .

$$q^2 - M^2 \cdot \delta_q \cdot (p + p_s)(p_o - p) = 0 \quad (15)$$

Onde:

$$\delta_q = \left(a_m - \frac{1}{a_m^n} \right) \cdot e^{-\left[\frac{2(p+p_s)}{p_o+p_s} \right]^3 \cdot \ln \left(\frac{a_m^{1+n} - n}{a_m^n - 1} \right)} + \frac{1}{a_m^n} \quad (16)$$

$$n = 0,05 \cdot N\phi \quad (17)$$

$$a_m = 1,2 \frac{\sin(\phi)}{M} \quad (18)$$

$$N\phi = \tan^2 \left(45 + \frac{\phi}{2} \right) \quad (19)$$

Apesar de se apresentar em uma formulação um pouco elaborada, o uso da função δ_q não requer que nenhum parâmetro adicional do solo seja definido. Além do que, para pontos situados à direita da CSL, o valor assumido pelo parâmetro δ_q é sempre muito próximo da unidade, de modo que para esta região a forma da superfície do Cam-Clay modificado é quase que totalmente preservada.

A Fig. 14 apresenta os mesmos resultados experimentais já apresentados na Fig. 13, ajustados agora pela eq. (15). Conforme se pode observar, um bom ajuste aos dados experimentais é agora obtido, independente da região considerada. A Fig. 15 apresenta o ajuste da eq. (15) aos dados experimentais obtidos a partir dos ensaios do segundo grupo realizados em amostras saturadas.

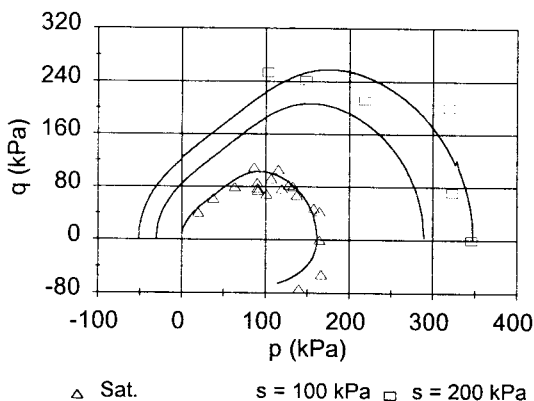


Fig. 14 - Ajuste da eq. (15) aos dados experimentais.

Conforme pode-se observar da Fig. 15, os pontos de escoamento obtidos a partir dos ensaios do segundo grupo em amostras saturadas tendem a definir uma superfície de escoamento de forma bastante similar àquela gerada durante a história de carregamento do solo em campo. Deste modo, acredita-se ser pequena a influência de fatores como estrutura e/ou cimentação na forma da superfície de escoamento do solo. O Quadro 1 apresenta os valores de

p_s e p_o obtidos a partir do ajuste das eqs. (7) e (15) aos dados experimentais apresentados nas Figs. 13, 14 e 15.

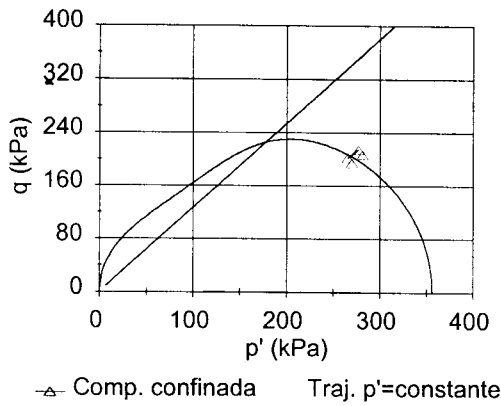


Fig. 15 - Ajuste da eq. (15) aos dados obtidos a partir dos ensaios do segundo grupo realizados em amostras saturadas.

Quadro 1 - Valores de p_o e p_s adotados no ajuste das eqs. (7) e (15) aos dados experimentais.

Tipo de ensaio	Eq. (7)		Eq. (15)	
	p_s (kPa)	p_o (kPa)	p_s (kPa)	p_o (kPa)
Ensaio saturados, 1º grupo	---	162	---	163
Ensaio saturados, 2º grupo	---	356	---	355
Ensaio com $s = 100$ kPa	15	289	30	290
Ensaio com $s = 200$ kPa	51	348	53	340

A análise da lei de fluxo do material se deu primeiramente utilizando-se a eq. (8). Para uma melhor representação das inclinações dos vetores de incrementos de deformações plásticas, utilizou-se a eq. (20), a qual nos fornece o valor de θ , que é o ângulo que a normal à superfície de plastificação (para o caso de $\alpha = 1$) faz com a horizontal, definido de acordo com a Fig. 16.

$$\begin{cases} se - \frac{\partial(p - u_a)}{\partial q} \geq 0 \text{ e } q \geq 0 \Rightarrow \theta = a \tan\left(-\frac{\partial(p - u_a)}{\partial q}\right) \\ se - \frac{\partial(p - u_a)}{\partial q} < 0 \text{ e } q \geq 0 \Rightarrow \theta = a \tan\left(-\frac{\partial(p - u_a)}{\partial q}\right) + \pi \\ se - \frac{\partial(p - u_a)}{\partial q} < 0 \text{ e } q < 0 \Rightarrow \theta = a \tan\left(-\frac{\partial(p - u_a)}{\partial q}\right) \end{cases} \tag{20}$$

A partir dos ensaios de compressão confinada e isotrópica realizados por Machado (1998), em amostras saturadas, obteve-se para λ e κ valores médios de 0,063 e 0,005, respectivamente, o que, adotando-se um valor de $M = 1,26$, conduz a um valor de $\alpha = 0,44$ (vide eq. 9). Para os ensaios em que $q < 0$, $M = 0,89$, o que leva a $\alpha = 0,36$. Os valores experimentais de θ foram obtidos a partir dos pontos de plastificação apresentados nas Figs. 13 e 15, utilizando-se as duas medidas de deformações seguintes à definição do ponto de escoamento e subtraindo-se os valores das deformações elásticas, calculadas conforme as eqs. (21) e (22).

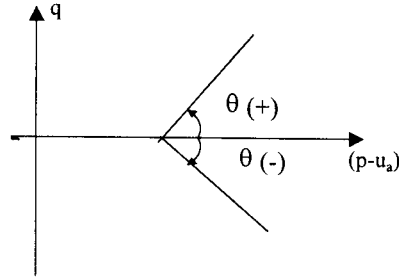


Fig. 16 - Definição do ângulo θ de inclinação da normal à superfície de plastificação com a horizontal.

Nas eqs. (21) e (22) adotou-se um valor de 0,25 para o coeficiente de Poisson do solo: $\nu = 0,25$.

$$d\varepsilon_{vp}^e = \frac{\kappa dp}{\nu p} \quad (21)$$

$$d\varepsilon_s^e = \frac{dq}{3G} \quad G = \frac{3(1-2\nu)p}{2(1+\nu)\kappa} \quad (22)$$

A natureza da lei de fluxo do solo foi analisada através dos desvios angulares ($\Delta\theta$) das inclinações dos vetores de plastificação (*IVPs*) previstas e experimentais. Estes desvios são iguais às diferenças entre os valores de θ obtidos com a eq. (8) e os valores de θ obtidos experimentalmente. Para uma análise mais coerente dos dados, adotou-se para $\Delta\theta$ a convenção de sinais apresentada na Fig. 17. Desta forma, desvios angulares positivos vão sempre indicar que a relação $\varepsilon_s^p/\varepsilon_v^p$ prevista pelo modelo é superior àquela obtida experimentalmente. Para o caso de $\alpha = 1$, os desvios angulares coincidem com os desvios de normalidade do solo.

Para que a análise dos dados fosse realizada de uma forma menos subjetiva, os resultados apresentados em termos de desvios angulares foram também comparados utilizando-se o conceito de “desvio angular médio”, representado pela eq. (23).

$$d_m = \frac{\sum |desvio|}{n} \quad (23)$$

A Fig. 18 apresenta os desvios angulares obtidos, em função da relação $\eta=q/p$, para o caso dos ensaios saturados do primeiro grupo. O Quadro 2 apresenta os resultados obtidos em termos de desvios angulares médios para todos os ensaios realizados (ensaios saturados do primeiro grupo, ensaios saturados do segundo grupo e ensaios com sucção controlada, realizados com valores de sucção de 100 e 200 kPa), com o uso da eq. (8) e com a nova proposta para a lei de fluxo do solo a ser apresentada adiante.

Conforme se pode verificar na Fig. 18, a adoção de uma lei de fluxo não associada, com $\alpha = 0,44$ e $0,36$, para o modelo de Alonso *et al.* (1990), conduz à previsão de deformações plásticas de cisalhamento a maioria das vezes inferiores àquelas obtidas experimentalmente, no momento da plastificação do solo. Quando do uso de uma lei de fluxo associada, o que ocorre é o contrário. Percebe-se que a adoção de uma lei de fluxo não associada para o modelo de Balmaceda *et al.* (1992) conduziu a resultados um pouco melhores do que aqueles obtidos empregando-se uma lei de fluxo associada.

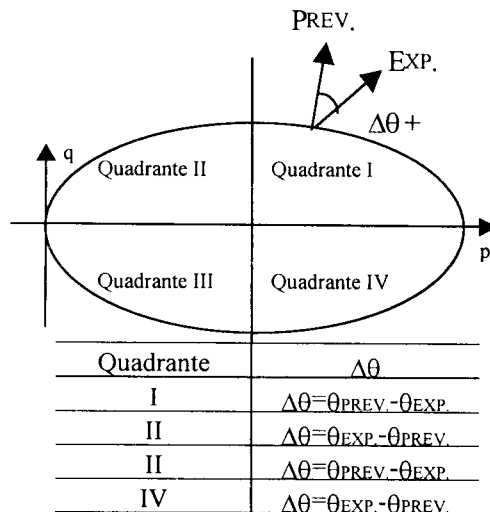


Fig. 17 - Convenção adotada para os desvios angulares.

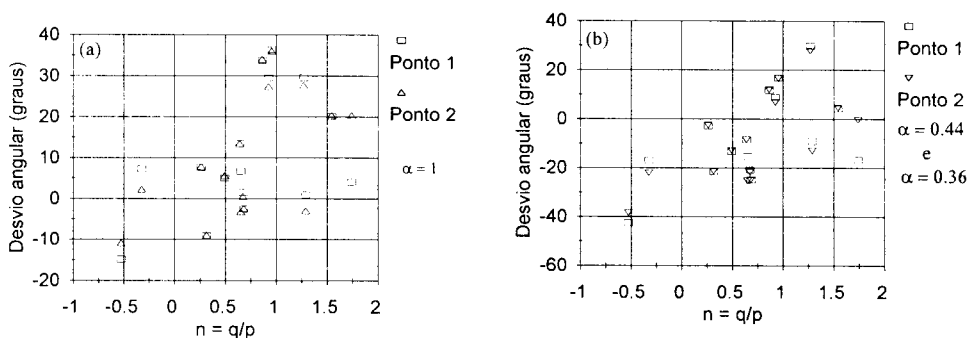


Fig. 18 - Desvios angulares em função da razão $\eta = q/p$. $\alpha = 1,0$ (a) e $\alpha = 0,44$ (b). Primeiro grupo de ensaios em amostras saturadas.

A Fig. 19 apresenta os desvios angulares obtidos para o modelo de Alonso *et al.* (1990) ($\alpha = 1$ e $\alpha = 0,44$), para o caso do segundo grupo de testes realizados em amostras saturadas. Conforme se pode observar da Fig. 19, o uso de um valor de $\alpha = 0,44$ conduz a melhores resultados para as trajetórias Ko, perdendo-se em muito, contudo, a capacidade de previsão dos resultados para os resultados realizados mantendo-se o valor de p' constante. Para estes casos, os desvios angulares obtidos foram da ordem de 40° . Os desvios angulares obtidos com o uso da eq. (8), para o caso do segundo grupo de ensaios em amostras saturadas encontram-se explicitados no Quadro 2.

As Figs. 20 e 21 apresentam os desvios angulares obtidos utilizando-se uma lei de fluxo não associada ($\alpha = 0,44$), para o caso dos ensaios realizados com valores de sucção de 100 e 200 kPa. Conforme se pode observar das Figs. 20 e 21, uma previsão razoável das inclinações dos vetores de incrementos de deformação plástica é obtida quando da utilização de uma lei de fluxo não associada, modelo de Alonso *et al.* (1990). Embora não apresentado no trabalho, resultados satisfatórios são também obtidos quando do uso de uma lei de fluxo associada.

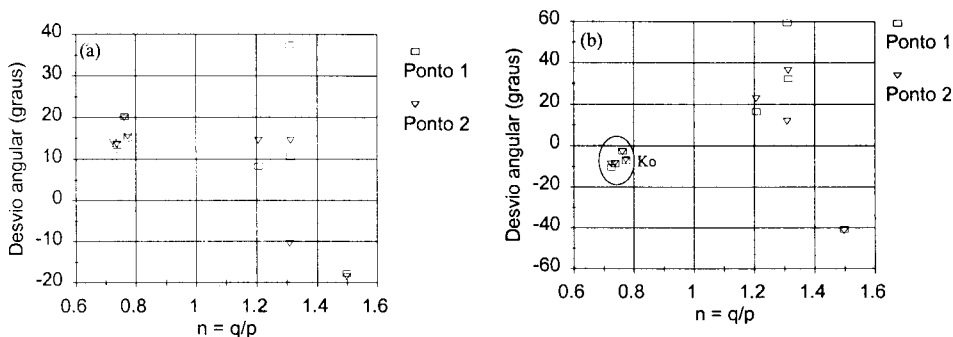


Fig. 19 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. $\alpha = 1,0$ (a) e $\alpha = 0,44$, (b). Segundo grupo de ensaios.

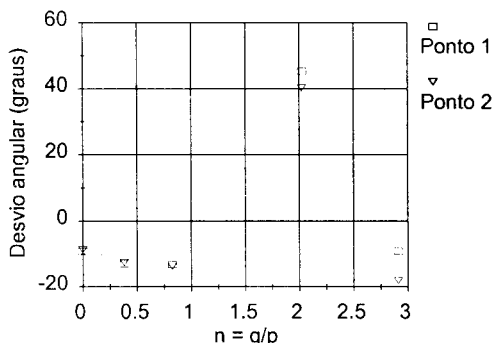


Fig. 20 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. $\alpha = 0,44$. Ensaios realizados com um valor de sucção de 100 kPa.

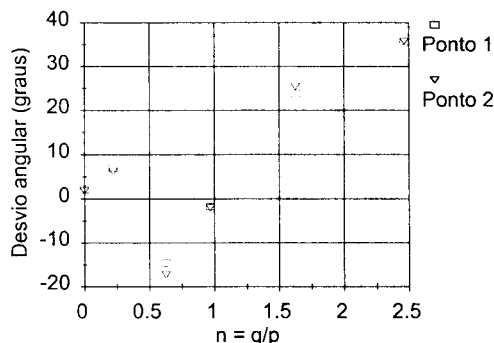


Fig. 21 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. $\alpha = 0,44$. Ensaios realizados com um valor de sucção de 200 kPa.

Do mesmo modo que realizado para a superfície de plastificação do material, uma nova lei de fluxo, não associada, é proposta para o solo. Similarmente ao procedimento anterior, a eq. (8) foi modificada por uma função empírica δ_f , de modo a melhor se representar as inclinações dos vetores de incremento de deformações plásticas. A eq. (24) representa a nova lei de fluxo proposta para o solo.

$$\frac{d\varepsilon_s^p}{d\varepsilon_{vp}^p} = \frac{2q}{M^2(2p + p_s - p_o)} \cdot \frac{1}{\delta_f} \quad (24)$$

Onde:

$$\delta_f = a_m + \text{sen} \left(\frac{\pi}{2\psi_m^{\beta_m}} \left(\frac{p + p_s}{p_o + p_s} \right)^{\beta_m} \right) \cdot \left(\frac{1}{\alpha} - 2a_m \right) \quad (25)$$

$$\beta_m = \frac{\ln 0,5}{\ln \psi_m} \quad (26)$$

$$\psi_m = 0,9 \cdot \frac{M^2}{\frac{9\text{sen}(\phi')^2}{(3 - 2\text{sen}(\phi'))^2} + M^2} \quad (27)$$

Assim como no caso da eq. (15), a eq. (24) não necessita de nenhum parâmetro adicional do solo para a sua definição. δ_f possui o valor de a_m para $p = -p_s$ e para $p = p_o$ e aproximadamente o valor de $1/\alpha$ para uma trajetória de compressão confinada (notar que o parâmetro α continua sendo dado pela eq. 9). Em outras palavras, a eq. (24) deve fornecer valores aproximadamente iguais àqueles previstos pela eq. (8), para o caso de uma lei de fluxo não associada e uma trajetória de compressão confinada. O parâmetro ψ_m indica, de maneira aproximada, a interseção da trajetória de compressão confinada com a superfície de plastificação do solo, sendo dado pela eq. (27). β_m é um parâmetro de ajuste necessário para que as condições de contorno da eq. (24) citadas acima sejam asseguradas. As Figs. 22 a 25 ilustram os desvios angulares obtidos para todas as séries de ensaios realizadas.

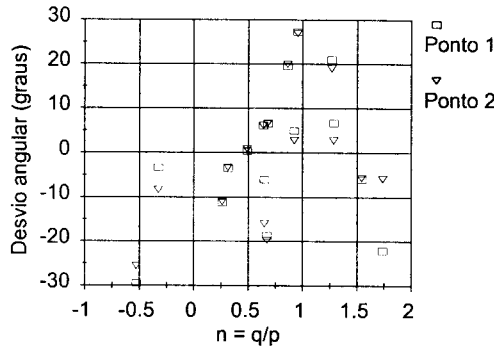


Fig. 22 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. Eq. (24). Primeiro grupo de ensaios em amostras saturadas.

O Quadro 2 apresenta um resumo dos valores de desvio angular médio obtidos a partir dos resultados apresentados neste trabalho. Pode-se notar que o uso da eq. (24) reduz os valores dos desvios angulares médios obtidos, apesar de que o uso de uma lei de fluxo associada, em conjunto com a superfície de plastificação do Cam-Clay modificado, conduz a resultados satisfatórios para propósitos práticos (desvios angulares médios em torno de 15°).

Com o uso da eq. (24), os valores dos desvios médios obtidos ficaram em torno de 11°, aproximadamente.

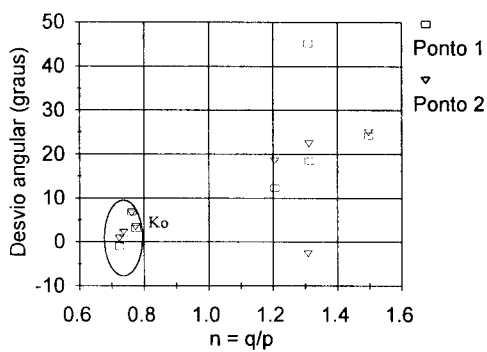


Fig. 23 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. Eq. (24). Segundo grupo de ensaios em amostras saturadas.

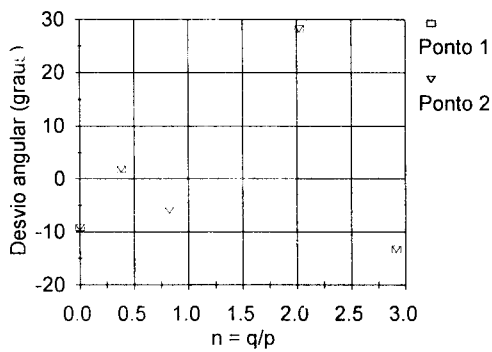


Fig. 24 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. Eq. (24). Ensaios realizados com uma sucção de 100 kPa.

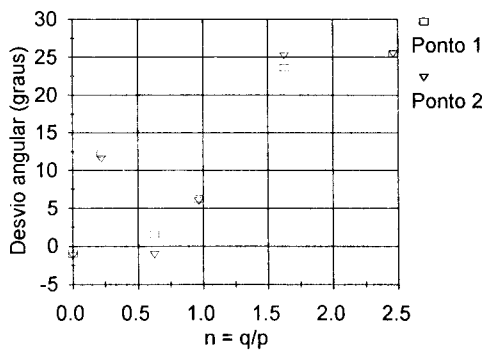


Fig. 25 - Desvios angulares em função da razão $\eta=q/p$. Eq. (24). Ensaios realizados com uma sucção de 200 kPa.

Quadro 2 – Desvios angulares médios (d_m) obtidos

Tipo de teste	Desvio angular médio (d_m)				Desvio angular médio (d_m)	
	<i>Alonso et al.</i> (1990)				Lei de fluxo	
	$\alpha = 1$		$\alpha = 0,44$			
	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 1	Ponto 2
Saturado, 1º grupo	16.0°	16.2°	15.2°	14.9°	11.9°	11.2°
Saturado, 2º grupo	16.9°	15.2°	22.3°	17.4°	13.6°	13.6°
Não saturado, $s = 100$ kPa	12.5°	9.5°	17.9°	18.6°	12.6°	9.9°
Não saturado, $s = 200$ kPa	14.8°	15.3°	14.2°	14.8°	11.4°	11.5°

Fazendo-se uma análise dos dados apresentados no Quadro 2, percebe-se que nem a sucção nem o encruamento do solo modificaram os valores típicos obtidos para os desvios angulares médios, o que faz supor que a adoção de um mesmo tipo de lei de fluxo para o solo, esteja ele em condições saturadas ou não, deve conduzir a resultados satisfatórios.

O espraimento das superfícies de escoamento com a sucção, ilustrado nas Figs. 13 e 14, poderia ser estimado com o uso de uma função $p_s(s)$ e de uma equação para definição da superfície de escoamento LC do solo.

Nos modelos de Alonso *et al.* (1990) e Balmaceda *et al.* (1992), $p_s(s)$ é admitida como uma função linear da sucção (eq. 6). Deve-se salientar contudo, que isto implica adotar uma relação linear entre a coesão e a sucção matricial, o que, segundo os próprios autores, não é válido para boa parte dos solos estudados. Conforme apresentado na Fig. 11, a variação do intercepto de coesão do solo estudado pôde ser muito bem representada a partir de uma função hiperbólica (eq. 12).

Para que a eq. (12) seja transformada na função $p_s(s)$, é necessário que se estabeleça uma relação entre os valores de c obtidos em termos de τ e σ e os valores de c^* , obtidos em termos de q e p . Pode-se mostrar que uma envoltória de ruptura no plano ($q;p$), para valores não nulos de coesão seria dada pela eq. (28), apresentada adiante.

$$q = c^* + M \cdot p \quad (28)$$

Onde:

$$M = \frac{6 \cdot \tan \phi}{3 - \tan \phi} \quad \text{e} \quad c^* = \frac{M \cdot c}{\tan \phi} \quad (29)$$

Para a definição da função $p_s(s)$, deve-se levar em conta ainda o fato de que esta deve satisfazer a condição de $p_s(0) = 0$, já que o próprio modelo, através de sua superfície de escoamento, deve levar em conta a coesão obtida pelo solo devido ao seu pré-adensamento. Além do mais, nota-se que $p_s(s) = c^*(s)/M$, o que faz com que a função $p_s(s)$ seja dada pela eq. (30):

$$p_s(s) = \frac{s}{a + b \cdot s} \cotan \phi \quad (30)$$

Para valores de sucção matricial de 100 e 200 kPa ($\phi = 31,5^\circ$), obtém-se $p_s(100) = 43,5$ kPa e $p_s(200) = 53,1$ kPa.

Os valores de p_o podem ser estimados pelo uso da eq. (10), proposta por Balmaceda *et al.* (1992), para representar a superfície de escoamento LC do solo. A Fig. 26 apresenta a superfície de escoamento LC do solo, ajustada pela eq. (10).

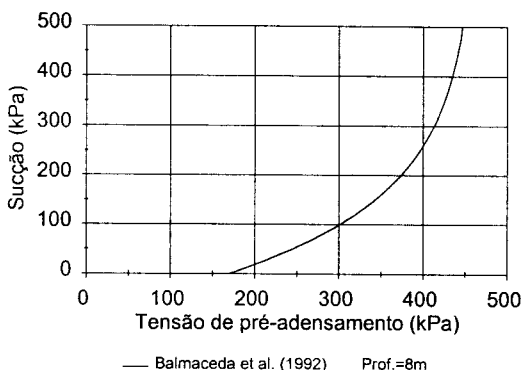


Fig. 26 - Comparação entre a superfície LC prevista pelo modelo de Balmaceda *et al.* (1992) e os dados experimentais obtidos.

Deve-se notar contudo, que os parâmetros obtidos para esta equação estão em termos de tensões verticais líquidas, obtidas para uma condição de compressão confinada. Admitindo-se a constância da forma da superfície de escoamento do solo no plano ($q:p$), as superfícies LC definidas em termos da tensão vertical líquida estão relacionadas com as superfícies de escoamento definidas em termos da tensão isotrópica líquida pelo parâmetro ϖ , onde $p_o/\sigma_{vo}^* = p_o^*/\sigma_{vo}^{*o} = \varpi$. Admitindo-se $K_o = 1 - \sin\phi'$ e utilizando-se a eq. (7) pode-se mostrar que ϖ é dado pela eq. (31):

$$\frac{p_o}{\sigma_{vo}} = \frac{p_o^*}{\sigma_{vo}^{*o}} = \varpi = \left[\frac{(3 - \sin\phi')}{2(3 - 2\sin\phi)} + \frac{(3 - 2\sin\phi)}{3} \right] \quad (31)$$

Para $\phi' = 31,5^\circ$ tem-se $\varpi = 0,91$, de modo que adotando-se os valores obtidos do ajuste da eq. (10) aos dados experimentais ($\zeta_x = 160$ kPa, $\zeta_y = 85$, $p_c = 3,5$ kPa e $\alpha = 0,006$ kPa⁻¹), em conjunto com o valor de $\sigma_{vo}^* = 170$ kPa, chega-se aos seguintes valores: $p_o(100) = 275$ kPa e $p_o(200) = 340$ kPa. A Fig. 27 apresenta pontos de escoamento experimentais já mostrados nas Figs. 13 e 14, em conjunto com as superfícies de plastificação obtidas com o uso da eq. (15), com valores de p_s e p_o dados pelas eqs. (30) e (10).

Conforme se pode observar desta figura, o uso de ensaios triaxiais e de compressão confinada, realizados com controle de sucção, conduz a uma estimativa razoável do espraçamento das superfícies de escoamento do solo no plano ($q:p$), principalmente se levado em conta o caráter diverso dos ensaios realizados e a heterogeneidade intrínseca do solo.

6 - CONCLUSÕES

A partir dos resultados experimentais apresentados neste trabalho pode-se chegar as seguintes conclusões:

- A superfície de escoamento obtida para o solo saturado, devida a sua história de carregamento em campo, possui forma tal que pode ser representada razoavelmente bem pela superfície de escoamento do Cam-Clay modificado. Conforme apresentado, contudo,

esta superfície tende a superestimar o valor da resistência ao cisalhamento de pico de amostras altamente pré-adensadas.

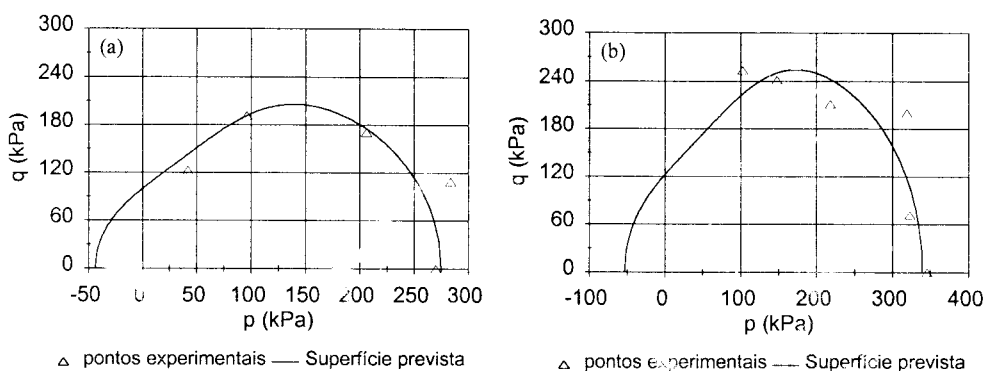


Fig. 27 - Comparação entre os pontos de escoamento experimentais e as superfícies escoamento previstas das eqs. (10) e (30). (a) - $s = 100$ kPa e (b) - $s = 200$ kPa.

- Uma função de ajuste (δ_q), de caráter empírico, é então proposta à superfície de escoamento do Cam-Clay modificado, de modo a melhor representar os resultados experimentais obtidos, quando estes se situam à esquerda da projeção da linha de estados críticos no plano ($q;p$).
- A forma da superfície de escoamento do solo parece não se alterar de maneira significativa com o seu encruamento. Isto sugere que, para o solo estudado, a influência de fatores como cimentação e estrutura seja de pequena monta.
- Do mesmo modo, não foram notadas alterações significativas na forma da superfície de escoamento do solo para os valores de sucção de 100 e 200 kPa.
- O uso da superfície de escoamento do Cam-Clay modificado, em conjunto com uma lei de fluxo associada, conduziu a uma previsão razoável da inclinação dos vetores de incrementos de deformações plásticas. A não ser para o caso dos ensaios do segundo grupo, realizados em amostras saturadas, o uso de uma lei de fluxo não associada, definida por um valor de α de 0,44, não apresentou melhoras significativas na previsão dos resultados experimentais. Os valores dos desvios angulares médios se situaram em torno do valor de 15° , tanto para o caso dos ensaios realizados com controle de sucção quanto para o caso dos ensaios realizados em amostras saturadas.
- O uso de uma função empírica, definida pelo parâmetro (δ_f), para a correção da lei de fluxo do solo, possibilitou uma redução nos valores dos desvios angulares médios para algo em torno de 11° .
- O espreadimento das superfícies de plastificação do solo pôde ser previsto, com razoável aproximação, utilizando-se os resultados de ensaios triaxiais e de compressão confinada, realizados com controle de sucção.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer às instituições CAPES e FAPESP pelo apoio financeiro fornecido, o qual possibilitou a elaboração deste trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALONSO, E. E.; GENS, A. e JOSA, A. - *A constitutive model for partly saturated soils*. Géotechnique 40(3), 1990.
- ALONSO, E. E.; GENS, A. e WIGHT, D. W. - *Special problem soils*. General Report (session 5). Proc. X, ICSMFE, Dublin, 1987.
- BALMACEDA, A.; JOSA, A.; GENS, A. e ALONSO, E. E. - *An elasto-plastic model for partially saturated soils exhibiting a maximum collapse*. Proc. 3rd Int. Conf. On Comp. Plasticity, 1, Barcelona, 1992.
- FREDLUND, D. G. e MORGENSTERN, N. R. - *Stress state variable for unsaturated soils*. ASCE, 103, GT5, 1977.
- FREDLUND, D. G. e XING, A. - *Equations for the soil water characteristic curve*. Can. Geotechnical Journal, 31(4), 1994.
- GRAHAM, J.; NOONAN, M. L. e LEW, K. V. - *Yield states and stress/strain behaviour of natural soft clays*. Géotechnique, 33(3), 1983.
- LEROEIL, S. e VAUGHAN, P. R. - *The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks*. Géotechnique 40, 1990.
- MACHADO, S. L. e VILAR, O. M. - *Modelagem numérica do comportamento volumétrico de um colúvio arenoso não compactado*. Proc. 3^o Simpósio Brasileiro sobre Solos não Saturados. Rio de Janeiro, 1997.
- MACHADO, S. L. - *Aplicação de conceitos elastoplasticidade a solos não saturados*. Tese de Doutorado. EESC/USP, São Carlos - SP, 1998.
- MATYAS, E. L. e RADHAKRISHNA, H. S. - *Volume change characteristics of partially saturated soils*. Géotechnique 18(4), 1968.
- PACHECO SILVA, F. - *Uma nova construção gráfica para a determinação da pressão de pré-adensamento de uma amostra de solo*. Proc. V COBRAMSEF, Rio de Janeiro, 1970.
- PARRY, R. H. G. e NADARAJAH, V. - *A volumetric yield locus for lightly overconsolidated clay*. Géotechnique 23, 1973.
- RÖHM, S. A. - *Resistência ao cisalhamento de um solo arenoso laterizado não saturado da região de São Carlos- S.P.* Tese de Doutorado, EESC/USP, São Carlos – SP, 1992.
- TEIXEIRA, R. S. - *Resistência ao cisalhamento de um solo arenoso compactado não saturado*. Dissertação de mestrado. EESC/USP, São Carlos - SP, 1996.