

# ASSENTAMENTOS ADMISSÍVEIS\* (II PARTE)

## Allowable settlements (Part II)

por  
H. NOVAIS-FERREIRA\*\*

### 4 – ABORDAGEM ANALÍTICA

4.1 – Burland e Wroth (1974) efectuam uma abordagem analítica do aparecimento de fendas visíveis em paredes. Nessa abordagem, consideram a parede como viga de grande altura; avaliam as extensões de tracção introduzidas pela flexão da parede; admitem haver fendas visíveis logo que a extensão de tracção atinge um valor igual ou superior a uma *extensão de tracção crítica*.

As extensões de tracção verificam-se, por flexão, na deformação côncava, na fibra inferior próximo do meio vão, considerada a fibra neutra a meia altura da parede. Na deformação convexa, dada a rigidez e resistência das vigas de betão das fundações, será mais realista considerar a fibra neutra junto à viga de fundação. As fendas visíveis serão verticais, consequência de tracções horizontais, mas junto à fibra superior da parede.

As fendas visíveis aparecem também junto à fibra neutra, próximo dos apoios, a 45°, inclinadas de cima para baixo e do meio vão para os apoios, em consequência de esforço de corte.

Considerando exclusivamente a tracção por flexão, é fácil obter

$$\frac{\Delta}{L} = \frac{1}{n} \cdot \frac{L}{H} \cdot \epsilon_b (\text{max}) \quad (1)$$

---

\* Memória n.º 207 do Laboratório de Engenharia de Angola

\*\* Engenheiro Civil, Investigador do Laboratório Nacional de Engenharia Civil (Portugal) GEOTECNIA 19

$$\frac{\Delta}{L} = \text{razão de deflexão } (\Delta, \text{ flecha; } L, \text{ vão})$$

$$\frac{L}{H} = \text{relação comprimento/altura da parede}$$

$$n = \text{constante}$$

flexão circular	$n = 4$
carga uniformemente distribuída	$n = 4,8$
carga concentrada a meio	$n = 6$

$$\epsilon_b (\text{max}) = \text{extensão máxima (na fibra extrema)}$$

A correlação entre  $\Delta/L$  e  $L/H$  corresponde a proporcionalidade directa, pouco influenciada pela forma de distribuição da carga.

Considerando exclusivamente o corte na flexão da parede, obtém-se

$$\frac{\Delta}{L} = \frac{1}{m} \cdot \epsilon_d (\text{max}) \quad (2)$$

$$m = \text{constante}$$

flexão circular	$m = 0,5$
carga concentrada	$m = 1$

$$\epsilon_d (\text{max}) = \text{extensão máxima (na zona da fibra neutra)}$$

Verifica-se neste caso que  $\Delta/L$  é independente de  $L/H$  mas muito influenciado pela distribuição das cargas.

Considerando uma viga de grande altura (sujeita a flexão e corte conjuntamente), a flecha é dada por

$$\Delta = \frac{P}{48} \cdot \frac{L^3}{E \cdot I} \left[ 1 + \frac{18 \cdot I}{L^2 \cdot H} \cdot \frac{E}{G} \right] \quad (3)$$

$P$  - carga  
 $E$  - módulo de elasticidade  
 $G$  - módulo de corte  
 $I$  - momento de inércia

Expressando  $\Delta/(L \cdot \epsilon_{\text{crit}}) = f(L/H)$  os autores verificaram que, para iguais valores de  $L/H$  se obtém maiores valores de  $\Delta/(L \cdot \epsilon_{\text{crit}})$  quanto maior for  $E/G$ , ou seja, paredes com maior relação  $E/G$  (menor rigidez ao corte) admitem flechas maiores (Fig. 9).

Considerando o material da parede isotrópico e elástico  $E/G = 2(1 + \mu)$ ,  $\mu = 0,3$  e  $E/G = 2,6$ , obtém-se (fibra neutra a meia altura):

$$\text{flexão} : \frac{\Delta}{L} = \left[ 0.167 \frac{L}{H} + 0.65 \frac{H}{L} \right] \varepsilon_b (\text{max}) \quad (4)$$

$$\text{corte} : \frac{\Delta}{L} = \left[ 0.250 \frac{L^2}{H^2} + 1 \right] \varepsilon_d (\text{max}) \quad (5)$$

Este será o caso geral, para zonas côncavas.

Nas zonas convexas, sobre vigas de betão, é de admitir que a fibra neutra está ao nível do contacto parede-viga. Então:

$$\text{flexão} : \frac{\Delta}{L} = \left[ 0.083 \frac{L}{H} + 1.30 \frac{H}{L} \right] \varepsilon_b (\text{max}) \quad (6)$$

$$\text{corte} : \frac{\Delta}{L} = \left[ 0.064 \frac{L^2}{H^2} + 1 \right] \varepsilon_d (\text{max}) \quad (7)$$

As razões de deflexão ( $\Delta/L$ ) indicadas referem-se em todos os casos a flexão de paredes por arqueamento da fundação como se se tratasse de viga

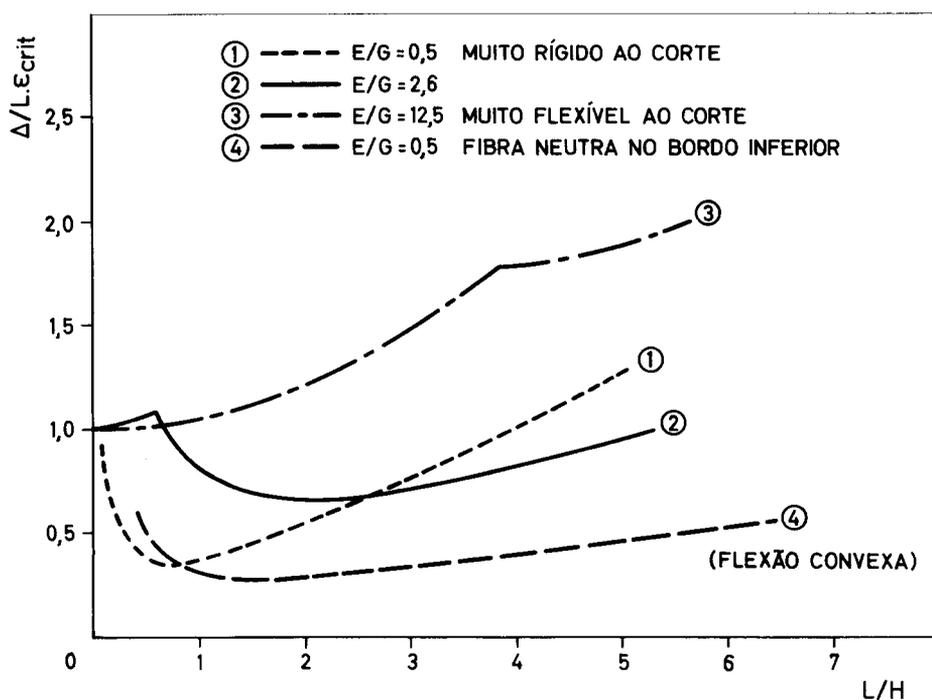


Fig. 9—Influência de  $E/G$  na relação entre  $\Delta/L \cdot \varepsilon_{crit}$  e  $L/H$  para vigas rectangulares (in Burland e Wroth, 1974)

carregada e apoiada nos extremos:  $\epsilon_b$  refere-se a extensão devida a tracções horizontais na fibra mais esforçada, próximo do meio vão;  $\epsilon_d$  refere-se a tracções devidas ao esforço transversal, próximo dos apoios e da fibra neutra, e a 45°.

Do mesmo modo se pode relacionar  $\Delta/L$  com a máxima distorção angular  $\beta$ . Considerando a fibra neutra a meio vão, obtém-se:

$$\frac{\Delta}{L} = \frac{\beta}{3} \cdot \left[ \frac{1 + 3.9 (H/L)^2}{1 + 2.6 (H/L)^2} \right] \quad (8)$$

As equações (4) a (7) são consideradas admitindo a noção de extensão de tracção crítica ( $\epsilon_{crit}$ ) como critério de danificação da parede:

$$\epsilon_{b (max)} \text{ ou } \epsilon_{d (max)} < \epsilon_{crit} = \text{const}$$

É este o critério de Burland e Wroth (1974) que procuram definir um valor razoável para  $\epsilon_{crit}$ .

A equação (8) será considerada para estudar o critério de outros autores, em especial Skempton e Mac Donald (1956) que se baseiam na distorção fixando o seu valor.

Os dois critérios  $\epsilon_{crit} = \text{const}$  ou  $\beta_{crit} = \text{const}$  não coincidem como se verá.

4.2 - As fendas visíveis podem ser associadas a uma extensão de tracção crítica" ( $\epsilon_{crit}$ ). Mainstone (1972) e Mainstone e Weeks (1972), citados por Burland e Worth (1974),\* ensaiando (Building Research Station, Grã-Bretanha) paredes de tijolo enchendo vãos de pórticos, verificaram que as fendas visíveis ocorrem para extensões de tracção diagonal entre 0.081% e 0.137% (0.115% valor médio) o que está de harmonia com resultados anteriores que indicavam para distorções de corte de paredes de blocos e tijolos, 0,22 a 0,33% ou seja deformações principais de tracção de 0,11 a 0,16% (admitindo não haver variações volumétricas). O comportamento destes panos de enchimento é contudo complexo, e difere do corte simples. A extensão de tracção crítica local deve ser possivelmente da ordem de 0,05% a 0,10%.

Burhouse (1969) publicou resultados também obtidos na Build. Res. Station, do ensaio de paredes de tijolo sobre vigas de betão ( $L/H = 1,2$  a  $3,0$ ) mas com papel entre a parede e a viga. As extensões de tracção conduzindo a fendas visíveis variaram de 0,038 a 0,06%.

---

\* A bibliografia referida em 4.2 deve ser procurada em Burland e Worth (1974).

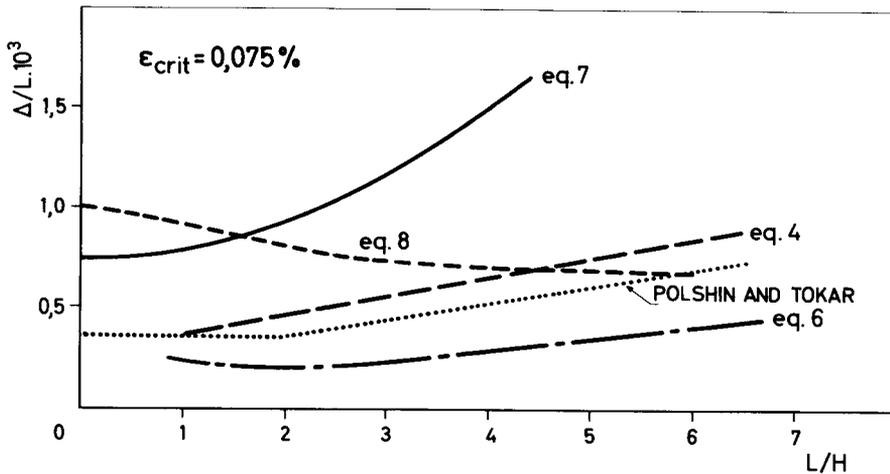
Polshin e Tokar (1957) sugerem que as fendas visíveis de paredes de tijolo aparecem para 0,05%.

As fendas visíveis nas vigas de betão aparecem para  $\epsilon = 0,035\%$ . Base *et all* (1966) verificam, em vigas de betão, a relação média entre largura de fendas ( $b$ ) e extensão de tracção ( $\epsilon$ )  $b/\epsilon = 90$  mm; a largura máxima (a primeira visível) é aproximadamente  $2b$ , e pode considerar-se  $2b = 0,1$  mm. Daqui  $\epsilon = b/90 = 0,1/180$  o que se aproxima do valor de Burhouse  $\epsilon = 0,035\%$ .

A ordem de grandeza destes valores é a da British Standards para retracções (0,03 a 0,09%).

4.3 - Burland e Worth (1974) aceitam o valor de  $\epsilon_{crit.} \approx 0,075$  e apresentam um diagrama  $\Delta/L = f(L/H)$  - equações (4) a (7) - para este valor de  $\epsilon_{crit.}$ , com base nas equações indicadas em 4.3. Esse diagrama mostra que  $\Delta/L$  é crescente com  $L/H$ .

Os valores de  $\Delta/L$  crescem considerando sucessivamente as equações (Fig. 10).



- (4) FLEXÃO CONCAVA \_FIBRA NEUTRA A MEIO \_TRACÇÃO CRÍTICA \_eq. 4
- - - (6) FLEXÃO CONVEXA \_FIBRA NEUTRA NO BORDO INFERIOR \_TRACÇÃO CRÍTICA \_eq. 6
- (7) ESFORÇO TRANSVERSO CRÍTICO \_eq. 7

Fig. 10 - Comparação entre critérios de danificação (de Burland e Wroth, 1974)

- extensão de tracção na zona convexa (eq. 6)
- critério de Polshin e Tokar
- extensão de tracção na zona côncava (eq. 4)
- extensão de corte (eq. 7).

O critério de Skempton e Mac Donald, baseado em  $\beta = 0,002$  e equação (8), conduz a valores de  $\Delta/L$  superiores aos da eq. (7) até  $L/H \approx 1,5$ ; tornam-se inferiores, atingindo os valores do critério de Polshi e Tokar, para  $L/H \approx 6$ .

De um modo geral (aceitando  $\varepsilon_{\text{crit}} = 0,075\%$ ), a ordem de grandeza de  $\Delta/L$  pelos diversos critérios é a mesma, podendo variar de cerca de 0.2 a  $1 \times 10^{-3}$  com os valores menores para a tracção em zona convexa e os maiores para o corte.

As considerações formuladas por Burland e Worth referem-se ao aparecimento da primeira fenda visível. O prosseguimento da deformação da fundação pode ampliar a largura da fenda ou abrir novas, dependendo da resistência relativa das juntas horizontais e verticais. O comportamento sequente de panos de tijolo é complexo e variável, conforme ensaios cujos resultados aqueles autores citam. Mas poderá admitir-se que, em muitos casos, a primeira fenda corresponde ao limite de utilização da estrutura (serviceability).

4.4 - Os edifícios com estrutura aporticada tendem a deformar-se mais por corte do que por flexão, sendo críticas as extensões de tracção diagonais.

Uma comparação, em diagrama  $\Delta/L = f(L/H)$ , entre o critério de Skempton e Mac Donald (1956) e o da eq. (7), com sobreposição de casos reais de assentamentos de edifícios sem danos, com danos ligeiros e danos substanciais mostrou que (Fig. 11a):

- (a) as diferenças entre os dois critérios são pequenas para  $L/H < 2$ ;
- (b) para  $L/H < 3$  a observação de casos reais mostra que os edifícios com pequenos danos apresentam valores de  $\Delta/L$  sobrepondo-se aos dois critérios, o que é uma confirmação dos mesmos;
- (c) para  $L/H > 3$  o critério de Skempton e Mac Donald é muito mais restritivo; não existem porém observações que permitam decidir entre os dois critérios.

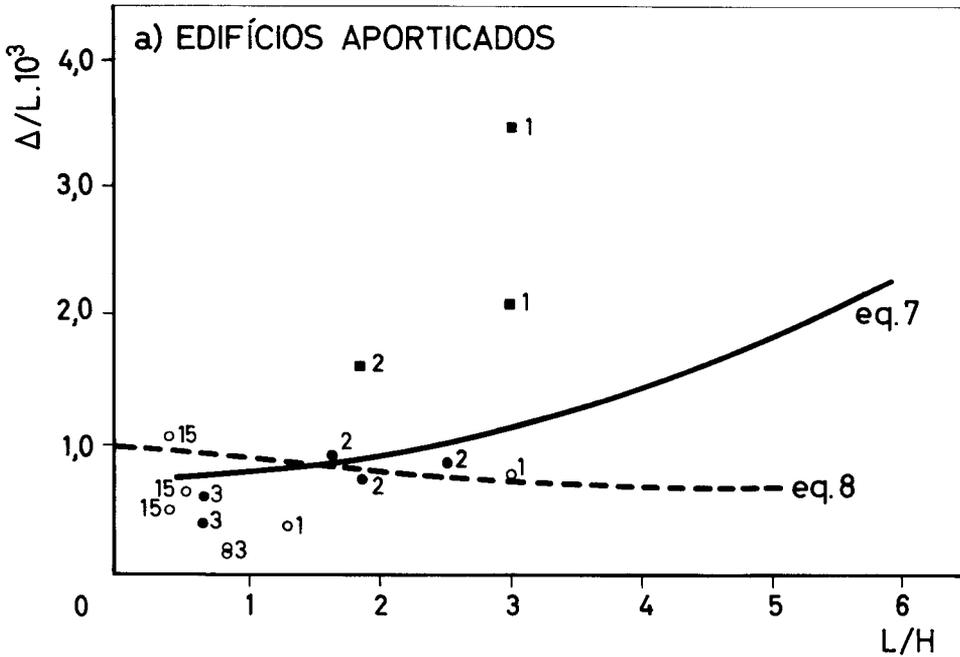
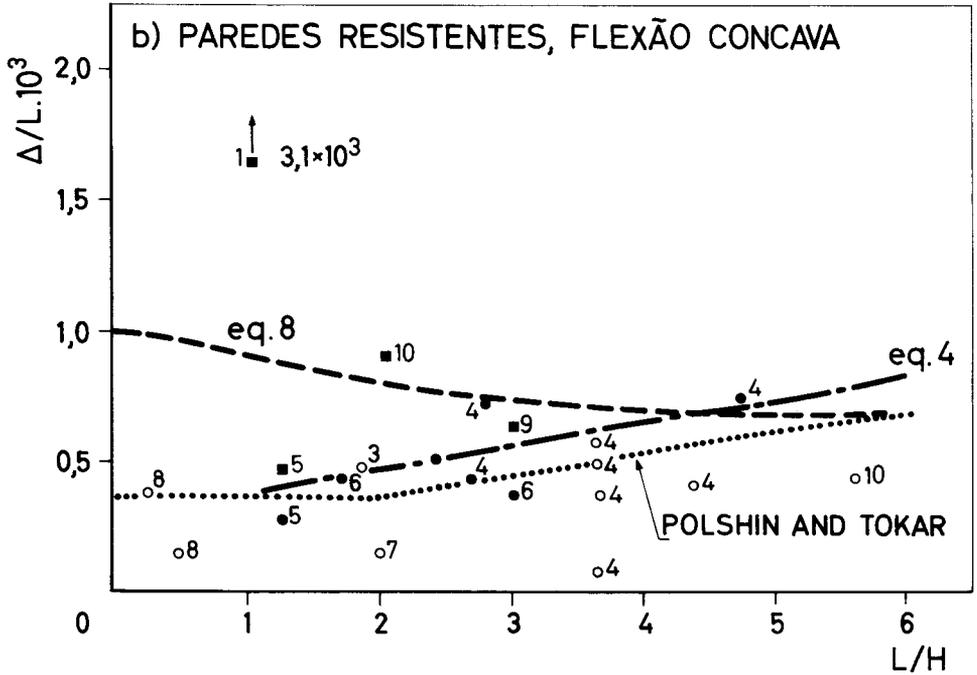


Fig. 11a – Relação entre  $\Delta/L$  e  $L/H$  de edifícios apresentando danos de vários graus (in Burland e Wroth, 1974 – A bibliografia indicada na figura é a destes autores)

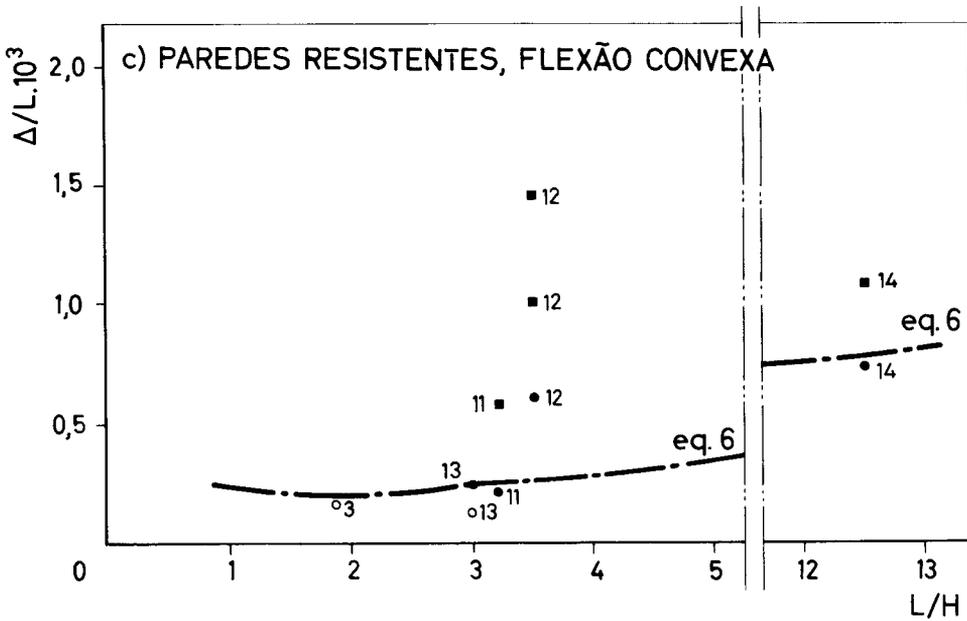
Os edifícios com paredes resistentes com deformação côncava tendem a deformar-se pela acção de flexão, sendo críticas as extensões de tracção horizontais na fibra extrema traccionada.

A comparação, em diagrama  $\Delta/L = f(L/H)$ , entre critérios de Skempton e Mac Donald, Polshin e Tokar e eq. (4) mostrou que (Fig. 11b):



- (4) POLSHIN AND TOKAR (1957)
- (5) WOOD (1952)
- (6) BURHOUSE (1969)
- (7) BRETH AND CHAMBOSSE (1974)
- (8) MORTON AND AU (1974)
- (9) HORN AND LAMBE
- (10) TSCHEBOTARIOFF (1938)

Fig. 11b – Relação entre  $\Delta/L$  e  $L/H$  de edifícios apresentando danos de vários graus (in Burland e Wroth, 1974 – a bibliografia indicada na figura é a destes autores)



- SEM DANO
- DANOS LEVES
- DANOS SUBSTANCIAIS

- (3) THORBRN AND MC VICAR (1974)
- (11) CHENEY AND BURFORD (1974)
- (12) SAMUEIS AND CHENEY (1974)
- (13) RIGBY AND DEKEMA (1952)
- (14) LITTLEJOHN (1974)

Fig. 11c – Relação entre  $\Delta/L$  e  $L/H$  de edifícios apresentando danos de vários graus (in Burland e Wroth, 1974 – a bibliografia indicada na figura é a destes autores)

- (a) para  $L/H < 3$  existe grande diferença entre o critério de Skempton e Mac Donald e os outros dois; o primeiro critério admite valores de  $\Delta/L$  excepcionalmente elevados;

- (b) o critério de Polshin e Tokar e o da eq. (4) são muito semelhantes;
- (c) a observação de casos reais – assentamentos de edifícios e danos correspondentes – mostrou que a zona de separação entre edifícios com e sem danos se ajusta muito satisfatoriamente aos dois critérios indicados em (b).

É possível que edifícios pré-fabricados se incluam nesta categoria (Thorburn e Mc Vicar, 1974, citados por Burland e Wroth, 1974).

Para os edifícios com parede resistente em deformação convexa a comparação em diagrama  $\Delta/L = f(L/H)$  foi realizada com base na eq. (6) – flexão com fibra neutra no bordo inferior – sendo razoável a concordância entre os valores da eq. (6) e a zona de separação (ou sobreposição) de observações de casos reais de edifícios sem ou com pequenos danos. Os valores de  $\Delta/L$  para estes edifícios são cerca de metade dos previstos por Polshin e Tokar ou para casos de deformação côncava (Fig. 11c).

4.5 – A definição de danos em edifícios, resultantes de deslocamentos das fundações, é variável com o tipo e finalidade das estruturas, podendo correlacionar-se esses danos com o assentamento total, a inclinação ou a deformação do solo, como já se disse anteriormente. O assentamento total e a inclinação dizem respeito à utilização do edifício como um todo. A deformação interessa também ao comportamento da estrutura e dos painéis ou paredes. O critério do fendilhamento visível é usado normalmente para avaliar os danos resultantes da deformação das estruturas e paredes. É só este aspecto que preocupa Burland e Worth (1974).

Os diversos autores referidos neste trabalho não definem critérios de fendilhamento, nem as suas causas. Aceitam que deslocamentos de pontos do solo de fundação impõem deslocamentos de pontos da estrutura, ficando esta sujeita a tensões adicionais que juntamente com as tensões de serviço promovem roturas por tracção devida a flexão ou corte, surgindo o fendilhamento.

Antes deste surgir, as tracções impõem extensões maiores nas fibras mais esforçadas. Às tensões de rotura,  $\sigma_r$ , correspondem extensões de rotura  $\epsilon_r$ , que se anulam quando o fendilhamento surge. Nesse momento, a abertura da fenda corresponde aproximadamente à extensão de rotura.

Os valores das tensões de rotura são muito diferentes de material para material. Dentro de um mesmo tipo de material esses valores são muito variáveis conforme a heterogeneidade de origem ou fabrico. Igualmente são diferentes e variáveis os valores da razão  $\sigma_r/\varepsilon_r$ . Contudo, dada a correlação directa entre  $\sigma_r$  e a razão  $\sigma_r/\varepsilon_r$ , os valores de  $\varepsilon_r$  serão menos dispersos que  $\sigma_r$  ou  $\sigma_r/\varepsilon_r$ .

A visibilidade do fendilhamento resulta do valor da abertura das fendas. Há certos casos de decoração de paredes ou utilização de edifícios que faz evidenciar fendas de muito pequena abertura. Outros casos suportam sem inconveniente fendas de abertura muito maior. São porém casos excepcionais, podendo aceitar-se que a visibilidade do fendilhamento se verifica logo que a abertura das fendas atinge ou ultrapassa um valor mínimo, praticamente independente do edifício e tipo de materiais.

Ensaio de paredes descritos na literatura, e de elementos de betão e betão armado, parecem mostrar que o valor da abertura das fendas está bem correlacionado com a extensão que se verificaria caso não houvesse fendilhamento ( $\varepsilon_e$ ), ou seja, com a extensão considerado todo o elemento (incluindo as fendas). Assim, enquanto o fendilhamento surgirá para tensões  $\sigma \geq \sigma_r$ , o fendilhamento visível surgirá posteriormente para valores  $\varepsilon_e$  tais que  $\varepsilon_r < \varepsilon_{crítica} \leq \varepsilon_e$ , sendo  $\varepsilon_{crítica}$  a extensão que implica abertura mínima das fendas visíveis.

Dada a dificuldade prática de avaliar e medir extensões, tal como existe de avaliar e medir tensões de rotura dos materiais da estrutura, para as considerar no projecto de fundações; dado que as extensões da estrutura dependem dos deslocamentos desta, e estes dos deslocamentos do solo de fundação; ocorre, em consequência, procurar um índice de deslocamentos do solo de fundação que permita estabelecer, com segurança e economia, uma fronteira que separe com elevado grau de confiança, os edifícios susceptíveis de comportamento satisfatório dos de fendilhamento inconveniente. O problema consiste em definir de modo simples e prático um bom índice dos deslocamentos de solo de fundações que indique, com probabilidade conhecida, as fendas visíveis.

Os dois índices referidos na literatura são: a razão  $(\delta/l)$ , adoptada pela maioria dos autores; a razão  $(\Delta/L)$  adoptada por Horn e Lambe (1964) e por Burland e Worth (1974).

Apreciando as duas razões verifica-se que elas são do mesmo tipo. As grandezas  $\delta$  e  $\Delta$  são assentamentos diferenciais;  $l$  e  $L$  são distâncias relativas a zonas onde tais assentamentos se verificam. Contudo a razão  $\delta/l$  refere-se a apoios consecutivos; tem um carácter local, que embora secante pode chegar a ser tangencial. A razão  $\Delta/L$  corresponde a uma zona do edifício de deformação inteiramente côncava ou convexa; tem necessariamente um carácter global, ou secante.

As deformações dos solos, dada a heterogeneidade destes, serão melhor definidas por um índice tangencial, ou de carácter local; e são também acções tangenciais ou locais que originaram a rotura. Uma zona côncava (ou convexa) da deformada pode apresentar um raio de curvatura médio que não implique fendilhamento visível nas paredes; no entanto pode apresentar raios de curvatura variáveis ao longo da deformada, alguns dos quais impliquem fendilhamento. Não é pois de admirar que Grant *et alli* (1974) tivessem encontrado melhor correlação da razão ( $\delta/l$ ) com os danos de paredes e estruturas.

Burland e Wroth (1974) apontaram certas anomalias da correlação  $\delta/l$  com os danos dos edifícios. Essas anomalias abrangem igualmente a razão  $\Delta/L$ . De facto, a grande importância do trabalho destes autores reside em explicitarem:

- (a) o critério de fendilhamento visual correlacionado com uma extensão crítica;
- (b) a influência da relação  $L/H$  (dimensões, comprimento e altura da parede);
- (c) a diferença entre deformadas côncavas e convexas.

Em face de (b) não é válida a fixação de um valor crítico das razões ( $\delta/l$ ) ou ( $\Delta/L$ ) senão para casos de  $L/H$  relativamente constantes. A diferença indicada em (c) tem menor importância dado que, em regra, a mesma deformada terá zonas côncavas e convexas; mas convirá ter essa diferença presente. Há porém casos típicos de deformada convexa.

Em resumo, o trabalho de Burland e Wroth (1974), na linha do trabalho de Polshin e Tokar (1957), apresenta uma abordagem racional do problema dos fendilhamentos visíveis, mostra a influência de  $L/H$  e do sentido da curvatura da deformada, impõe limitações ao critério empírico e simples de fixação de  $\delta/l$ , mas não o invalida, antes o apoia, em especial para relações  $L/H < 3$ , que são aliás as relações em edifícios usuais.

Finalmente observe-se que a sugestão de Ward (utilização do raio de curvatura – ver 3.3) não coincide com o critério de Burland e Wroth. O raio de curvatura só é funcionalmente ligado à flecha se a deformada tiver forma semelhante em todos os casos. E isso não se verifica.

## 5 – CONCLUSÕES

5.1 – O projecto de estruturas pode ser realizado consideradas estas em conjunto com a fundação, solução mais elegante e racional mas ainda não completamente esclarecida em termos de execução fácil e corrente. A prática usual consiste em calcular separadamente as fundações e as estruturas. Neste caso torna-se necessário ao projectista das fundações garantir simultaneamente estabilidade e deformações que não sejam incompatíveis com as estruturas que as fundações vão suportar.

5.2 – A deformação do solo sobre que assenta uma construção provoca nesta *translações, rotações e deformações*. A deformação do solo pode conduzir a danos arquitecturais, estruturais e funcionais. Fundamentalmente, as translações podem provocar danos funcionais; as rotações, danos funcionais e arquitecturais; as deformações, danos estruturais e arquitecturais. Excepcionalmente, qualquer dos tipos de deslocamentos poderá provocar qualquer dos tipos de danos. A noção de *deformação admissível* é uma noção resultante de uma metodologia de cálculo e relativa à construção a que se aplica, seu tipo, materiais e finalidade; corresponde à deformação máxima do solo que não implica danos na construção que prejudiquem sensivelmente o seu aspecto, resistência e utilização.

5.3 – Ao garantir-se a compatibilidade entre a deformação do solo e o comportamento da construção nele assente é necessário considerar as três consequências indicadas (translações, rotações, deformações) correspondentes a três critérios que se sobrepõem sem se excluir. O interesse relativo de cada um deles depende do tipo e utilização da construção. Em alguns casos será de usar mais de um critério, podendo até, em certos casos, haver que usar critérios diferentes para partes diferentes da construção. O projectista deverá definir esse ou esses critérios.

5.4 – A maioria dos autores (ver 3) aconselha limites máximos para o *assentamento* ( $\rho$ ), a *inclinação* ( $\omega$ ) e/ou a *distorção* ( $\delta/l$ ). Esses limites estão indicados nos quadros I, II, e IV a VI, bem como na Fig. 5. O quadro VI é uma síntese que, além de indicar os máximos, sugere os critérios a usar para as diversas construções (assentamento, inclinação, distorção).

5.5 – A apreciação de danos resultantes da distorção é realizada usualmente através da existência e apreciação de *fendas visíveis*. Para obviar a essas fendas visíveis, consequência da deformação da estrutura imposta pela deformação do solo de fundação, a maioria dos autores indica limites para a razão  $\delta/l$ . Contudo alguns autores (Polshin e Tokar, 1957, Horn e Lambe, 1964, Burland e Worth, 1974) indicam ou preferem a razão de deflexão  $\Delta/l$ . Os dois critérios  $(\delta/l)_{\max}$  e  $(\Delta/L)_{\max}$  não são coincidentes. O primeiro ( $\delta/l < \delta/l_{\max}$ ) é um critério que permite apreciar deformações localizadas, entre apoios consecutivos. O segundo critério é de carácter global, aparecendo em conjunto todo um troço de curvatura do mesmo sinal – convexo ou côncavo. Talvez por estas razões, Grant *et alli* (1974) encontraram menor correlação deste segundo critério com o comportamento das construções estudadas.

5.6 – As fendas visíveis parecem estar bem correlacionadas com as extensões de tracção por flexão ou corte calculadas com base na teoria da elasticidade. Pode assim definir-se uma *extensão de tracção crítica* (Burland e Worth, 1974) desde que a avaliação da extensão de tracção tenha em atenção as condições de deformação da construção. As estruturas aporticadas terão como deformação crítica a deformação de corte; para as estruturas de parede será a deformação de flexão.

O critério da extensão de tracção crítica implica valores de  $\delta/l$  e  $\Delta/L$  variáveis com a relação  $L/H$  (comprimento/altura da parede), além de variáveis com o tipo da construção e sentido da deformação (côncava ou convexa).

Para valores de  $L/H < 3$ , parece porém legítimo fixar um valor de  $\delta/l$  dependente somente da finalidade do edifício.

5.7 – Deve ter-se em atenção que são admissíveis as maiores deformações do solo de fundação nos casos seguintes:

- (a) fundações sobre argilas;
- (b) estruturas aporticadas com diagonal;
- (c) fundações de ensoleiramento geral;
- (d) maior rigidez de fundação;
- (e) edifícios com menor relação comprimento/altura.

Contrariamente ao que é geralmente aceite, os efeitos de um assentamento lento não são grandemente diferenciáveis dos de um assentamento rápido.

5.8 - Construções especiais devem merecer apreciação particular e cuidada das suas condições de funcionamento. Por exemplo, os grandes tanques de armazenamento de líquidos podem admitir valores tão dissemelhantes como  $\rho = 2$  ou 45 cm (ver 3.8); as condições de cálculo e de primeiro enchimento parecem decisivas.

5.9 - É possível estabelecer correlações entre as diferentes definições de deformação, com vista ao seu uso em obras simples e correntes. Essas correlações são porém fracas e como tal devem ser consideradas, sendo sempre de admitir uma gama de erro de 0,5 a 2 vezes o valor calculado através da correlação.

A correlação  $\rho_{\max} = f(\delta/l)$  é considerada linear por Skempton e Mac Donald

$$\rho_{\max} = \frac{1}{R} (\delta/l)$$

Os valores de  $1/R$  são apresentados no Quadro III.

A correlação  $\delta_{\max} = f(\delta/l)_{\max}$  poderá também ser considerada linear

$$\delta_{\max} = D (\delta/l)_{\max}$$

Os valores de  $D$  foram apresentados também no Quadro III. Bjerrum apresentou as Figs. 6 a 8 que mostram não ser a correlação linear, principalmente para areias.

Contudo a dispersão é muito grande. Para areia poderá verificar-se  $\rho = \delta$  ou até  $\rho < \delta$  (ver Fig. 7). No caso de argilas expansivas poderá igualmente ser  $\rho < \delta$ .

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS\*

- ATALLA, M. – Les critères du tassement admissible – *Bat. Int. Building Research and Practice*, U. K., May/June: 172-182, 1975.
- BARATA, F. E. – The allowable settlement and design of foundation – *Proc. 4th Panamerican Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering – San Juan, Puerto Rico, June, 1971 – American Society of Civil Engineers, New York, II: 197-202, 1971.*
- BJERRUM, L. – Discussion in the “European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering” – *Wiesbaden, Germany, II: 135-137, 1963.*
- BRETH, H.; AMANN, P. – Time – settlement and settlement – distribution with depth in Frankfurt clay. *Proc. Conf. on Settlement of Structures. Cambridge, U. K., 141-154, 1974.*
- BURLAND, J. B.; WROTH, C. P. – Settlement of Building and associated damage. *Conf. on Settlement of Structures. Cambridge, U. K., Session 5 : 611-654, 2-4 April 1974.*
- FELD, J. – Discussion in 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering – *III: 149, 1957.*
- FELD, J. – Tolerance of Structures to Settlement – *Journal on the Soil Mechanics and Foundation Division, Proc. of the Amer. Soc. of Civil Engin., 91 (SM3): 63-77, Paper 4336, 1965.05.*
- FELD, J. – Settlement Control for Cosmotron Base – *Proc. 4th Panamerican Conference on SMFE, San Juan, Puerto Rico, June, 1971, American Society of Civil Engineers, New York, II: 189-195, 1971.*
- GOLDER, H. Q. – The allowable settlement of structures – *Proc. 4th Panamerican CSMFE, San Juan, Puerto Rico, ASCE, New York, I: 171-187, 1971.*
- GRANT, R.; CHRISTIAN, J. T.; VANMARCKE – Differential Settlement of Building – *Jour. of Geot. Div., Proc. ASCE, Paper 10802, 100 (GT9): 973-991, 1974-09.*
- HABIB, P. – *Précis de Géotechnique – Dunod, Paris, pp. 84-85, 1973.*
- HANNA, W. S.; TSCHEBOTAZIOPF – Settlement observations of buildings in Egypt, *1st Int. Conf. Soil Mech and Found. Eng. Vol. I: 71-77, 1936.*
- HANNA, W. S. – Settlement studies in Egypt. *Geotechnique, London, U. K., II: 33, 1950.*
- HORN, H. M.; LAMBE, T. W. – Settlement of buildings on the MIT Campus. *Proc. A.S.C.E., USA, 90 SM5: 181-195, 1954.*
- JOHNSON, Sidney M. e KAVANAGH, Thomas C. – *The Design of Foundation for Buildings – New York, McGraw Hill, 1968, pag. 133-139.*

---

\* Não se indica a bibliografia referida no texto por citação de outros autores.

- JUMIKIS, A. – Mechanics of soils: Fundamentals for Advanced study; D. Van Nostrand, Inc, Princeton, New Jersey, USA, 1969, pp 161.
- JUSTO, J. L. – The cracking of earth and rockfill dams – 11.º Cong. Int. des Grands Barrages, Madrid, Espanha, IV vol. : 921-945, 1973.
- LAMBE, T. William e WHITMAN, Robert V. – Soil Mechanics – John Wiley, New York, 1969, pp. 199-203.
- LITTLE, M. E. S. – Discussion. Session 6. Proc. Symp. on Design for Movement in Building, The Concrete Society, London, U. K., 1969.
- MEYERHOF, G. G. – The Settlement Analysis of Building Frames – Structural Engineer, *XXV*, 369, 1947.
- MIKHEJEV, V. V.; POLSHIN, D. E.; TOKAR, R. A.; USHKALOV, V. F. – Foundation Design in the U. R. S. S. – Proc. 5th Int. Conf. SMFE, *I*: 753-758, 1961.
- PECK, R. B.; DEERE, D. U.; CAPACETE, J. L. – Discussão do trabalho de Skempton e Mac Donald, 1956. Proc. Inst. Civ. Eng. U. K., Part II, vol. 5 : 778, 1956.
- POLSHIN, D. E. e TOKAR, R. A. – Maximum Allowable Non-uniform Settlement of Structures – Proc. Fourth Inter. Conf. on Soil Mech. and Foundation Engineering, *I* : 402-405, 1957.
- SINGH, Alan – Soil Engineering in Theory and Practice – Asia Publishing House, Bombay, 1967.
- SKEMPTON, A. W. e MacDONALD, D. H. – Allowable Settlement of Buildings, Proc. of the Institution of Civil Engineers, London, U. K., 5 (Part 3) : 727-784, 1956.12.
- SOWERS, G. F. – Shallow Foundation – in G. A. Leonards (ed) “Foundation Engineering”, McGraw-Hill, New York, USA, 1962.
- SOWERS, G. F. – Discussion – Proc. 4th CSMFE, *III*, p. 166, 1957 – Proc. 4th Panam. CSMFE, ASCE, New York, *I*: 187, 1971.
- TAYLOR, D. W. – Fundamentals of soil mechanics – John Wiley, New York, USA, 1948.
- TERZAGHI, Karl e PECK, R. B. – Soil Mechanics in Engineering Practice – 2.ª ed. John Wiley, New York, USA, 1967.
- TSCHEBOTARIOFF, G. P. – Settlement studies of structures in Egypt. Proc. ASCE, USA, Vol. 64, 917-972, 1938.
- TSCHEBOTARIOFF, G. P. – Soil Mechanics, Foundations, and Earth Structures – McGraw-Hill, New York, USA, 1951.
- VARDÉ, D. A.; NUÑEZ, E.; BOLOGNESI, A. J. L.; MORETTO, G. – Asientos de tanques metalicos cimentados en arcilla – Proc. 4th Panam. CSMFE, San Juan, Puerto Rico, ASCE, New York, USA, *II* : 179-187, 1971.06.

VARGAS, M.; SILVA, F. P. - Settlement of tall building in São Paulo and Santos.  
Proc. Pan. Am. Regional Conf. on Tall Build. - Porto Alegre - Brasil.

WEBB, D. L. - Observed settlement and cracking of a reinforced concrete structure  
funded on clay. Proc. Conf. on Settlement of Structures, Cambridge, U. K.,  
443-450, 1974.