



**Estudo do Risco Sísmico e de Tsunamis
do Algarve**

**WP19 - Redes de infra-estruturas viárias,
abastecimento de água, electricidade,
saneamento básico e telecomunicações**

Rede Eléctrica

Estudo realizado para a Autoridade Nacional
de Protecção Civil

- Novembro de 2008 -

Relatório ICIST
EP n° 65/2008

ÍNDICE

1 INTRODUÇÃO	1
2 REUNIÕES E INSPECÇÕES	3
1.1 EDP	3
2.2 REN	4
3 DESCRIÇÃO E REPRESENTAÇÃO DA REDE NO SIMULADOR	6
4 PESQUISA BIBLIOGRÁFICA	12
4.1 Comportamento sísmico de linhas eléctricas	12
4.2 Estudos sobre dinâmica dos blocos rígidos	20
5 ENSINAMENTOS DE SISMOS DO PASSADO	40
5.1 Sismo de S. Fernando, Califórnia, Fevereiro de 1971.....	40
5.2 Sismo de Northridge, Califórnia, Janeiro de 1994.....	42
5.3 Sismo de Kocaeli, Turquia, 1999.....	46
5.4 Sismo de Loma Prieta, Califórnia, 1998.....	49
5.5 Sismo de Chi-Chi, taiwan, 1999.....	50
5.6 Conclusões.....	51
6 ANÁLISE QUALITATIVA DA VULNERABILIDADE	53
6.1 Transformadores de subestações	53
6.2 Outros equipamentos em subestações	56
6.3 Postos de transformação	57
6.4 Linhas aéreas e subterrâneas	60

6.5	Efeitos de tsunamis	60
6.6	Edifícios de controle e gestão da rede	62
7	DEFINIÇÃO QUANTITATIVA DAS FUNÇÕES DE VULNERABILIDADE	
	63
7.1	Introdução	63
7.2	Transformadores de potência	63
7.2.1	Transformadores de potência em subestações da REN	63
7.2.1.1	Transformadores não ancorados	63
7.2.1.2	Transformadores ancorados	68
7.2.2	Transformadores de potência em subestações da EDP	71
7.2.3	Postos de transformação (PT's)	76
7.2.3.1	PT's no solo (não aéreos)	76
7.2.3.2	PT's aéreos	83
7.3	Restantes componentes de subestações	85
7.3.1	Outros equipamentos em subestações da REN	85
7.3.2	Outros equipamentos em subestações da EDP	87
7.4	Linhas eléctricas	88
8	RESUMO E RECOMENDAÇÕES	89
8.1	Resumo	89
8.2	Recomendações	89
	AGRADECIMENTOS	93
	REFERÊNCIAS	94

1 INTRODUÇÃO

O presente relatório descreve o estudo do potencial desempenho sísmico da rede eléctrica e o estabelecimento de funções de vulnerabilidade com o objectivo de avaliar o estado de danos na rede para qualquer cenário sísmico e de tsunamis na região do Algarve. As funções de vulnerabilidade serão introduzidas no simulador sísmico, de âmbito mais alargado, desenvolvido para a Autoridade Nacional de Protecção Civil.

A informação necessária ao desenvolvimento deste estudo foi obtida pelas seguintes vias:

- Reuniões com engenheiros da EDP e da REN.
- Visitas a instalações da EDP e da REN.
- Análise de bibliografia sobre comportamento sísmico de componentes de redes eléctricas
- Análise de de bibliografia sobre danos em componentes de redes eléctricas em sismos do passado
- Estudos específicos para avaliação da vulnerabilidade sísmica de transformadores não ancorados

No capítulo 2 listam-se as reuniões, visitas e inspecções a instalações da EDP e da REN, indicando-se a data, local, participantes e objectivos.

No capítulo 3 faz-se uma breve descrição de quais são os principais componentes de redes eléctricas e das suas funções. Descreve-se também como os diversos componentes são caracterizados no simulador de sismos e tsunamis do Algarve desenvolvido para a ANPC.

No capítulo 4 No capítulo 4 apresenta-se uma descrição de diversos artigos seleccionados das principais revistas internacionais da especialidade sobre o dimensionamento sísmico de componentes de redes eléctricas, relativos tanto a elementos pertencentes a linhas como a subestações e postos de transformação.

No capítulo 5 apresenta-se um resumo dos aspectos mais relevantes dos danos e desempenho de redes eléctricas devido a sismos já ocorridos em outros pontos do globo.

No capítulo 6 faz-se uma análise qualitativa da vulnerabilidade sísmica e de tsunamis dos diferentes componentes das redes eléctricas. Descrevem-se os critérios utilizados

para a obtenção das funções de vulnerabilidade tendo em consideração também a importância relativa dos diferentes elementos no desempenho das redes.

No capítulo 7 resumem-se as principais observações das inspeções a subestações e postos de transformação (PT's) e listam-se os resultados de um estudo analítico necessários ao estabelecimento das funções de vulnerabilidade. Neste capítulo sintetizam-se também os valores, medianas e coeficientes de variação, que definem as funções de vulnerabilidade introduzidas no simulador desenvolvido para a ANPC.

No capítulo 8 resume-se o trabalho desenvolvido e fazem-se algumas recomendações breves para a redução da vulnerabilidade sísmica dos sistemas de abastecimento de energia.

2 REUNIÕES E INSPECÇÕES

No decurso deste estudo realizaram-se seis reuniões em diversos pontos do país e três conjuntos de inspecções de dois dias a subestações e PT's no Algarve, para além de numerosos contactos para transmissão de informações, essencialmente por via telefónica e email. Listam-se de seguida essas reuniões e inspecções, indicando-se a data, local, presenças e assunto tratado.

2.1 EDP

Data: 5 de Março de 2007

Local: subestação da EDP em Loulé

Presenças: Mário Lopes (engº, IST) e Manuel Martins (engº, EDP)

Assunto: descrição dos objectivos do estudo

Data: 3 de Setembro de 2007

Local: edifício da EDP em Faro

Presenças: Mário Lopes e Carlos Sousa Gomes (engº, EDP)

Assunto: caracterização da informação a incorporar no simulador da ANPC

Data: Novembro de 2007

Local: concelhos de Loulé, Faro e Albufeira

Presenças: Mário Lopes, Mota de Sá (engº, SIG da ANPC), Carlos Martins (técnico da EDP) e Fernando Rodrigues (engº, EDP)

Assunto: inspecções a PT's nos concelhos de Loulé e Faro

Data: Novembro de 2007

Local: entre Aldeia Nova (concelho de Castro Marim) e Armação de Pêra

Presenças: Mário Lopes e Marcelino Madeira (técnico da EDP)

Assunto: inspecções a subestações da EDP no Algarve

2.2 REN

Data: 17 de Julho de 2007

Local: sede da REN, Av. EUA, Lisboa

Presenças: Mário Lopes, Mota de Sá, Óscar Ribeiro (engº, REN) e Mota Duarte (engº, REN)

Assunto: informação relativa à caracterização da rede de transporte a incorporar no simulador

Data: 10 e 11 de Novembro de 2007

Local: subestações de Portimão, Tunes e Estoi

Presenças: Mário Lopes, Mota de Sá e António Correia (técnico, REN)

Assunto: inspecções às subestações Portimão, Tunes e Estoi.

Data: 24 de Julho de 2008

Local: sede da REN, Av. EUA, Lisboa

Presenças: Mário Lopes, José Peralta (engº, REN), Fernandes de Sousa (engº, REN) e Susana Oliveira (engª, REN)

Assunto: informação relativa à caracterização dos transformadores mais recentes (ancorados).

Data: 17 de Outubro de 2008

Local: fábrica da EFACEC, Leça do Balio (Porto)

Presenças: Mário Lopes (IST) Fernandes de Sousa (engº, REN), António Ferreira da Silva (engº, EFACEC), Jácomo Ramos (engº, EFACEC), João Lima (engº, EFACEC) e Emanuel Almeida (engº, EFACEC)

Assunto: informação relativa aos critérios de projecto dos transformadores ancorados da EFACEC.

Data: 31 de Outubro de 2008

Local: fábrica da Siemens, Pêro Pinheiro

Presenças: Mário Lopes, Fernandes de Sousa, António Silva (engº Siemens), José Loureiro, (engº Siemens) Filipe Borges (engº Siemens) e Ricardo Correa (engº Siemens)

Assunto: informação relativa aos critérios de projecto dos transformadores ancorados da Siemens.

3. DESCRIÇÃO E REPRESENTAÇÃO DA REDE NO SIMULADOR

As redes eléctricas são constituídas por conjuntos de linhas que transportam a energia desde as fontes de produção até aos consumidores finais. As diversas linhas ligam-se em nós em que se faz a transformação de tensão e estão instalados os equipamentos de protecção, medição e corte, e em que a energia recebida por diversas linhas é distribuída por outras linhas. Estes nós designam-se em geral por subestações, e nos casos em que a transformação de tensão baixa até ao nível em que é fornecida aos consumidores domésticos, 400V, por postos de transformação (PT's). Nas subestações e PT's existem diversos tipos de equipamento como se mostra de forma esquemática e simplificada na figura 3.1, que ilustra a organização de uma subestação.

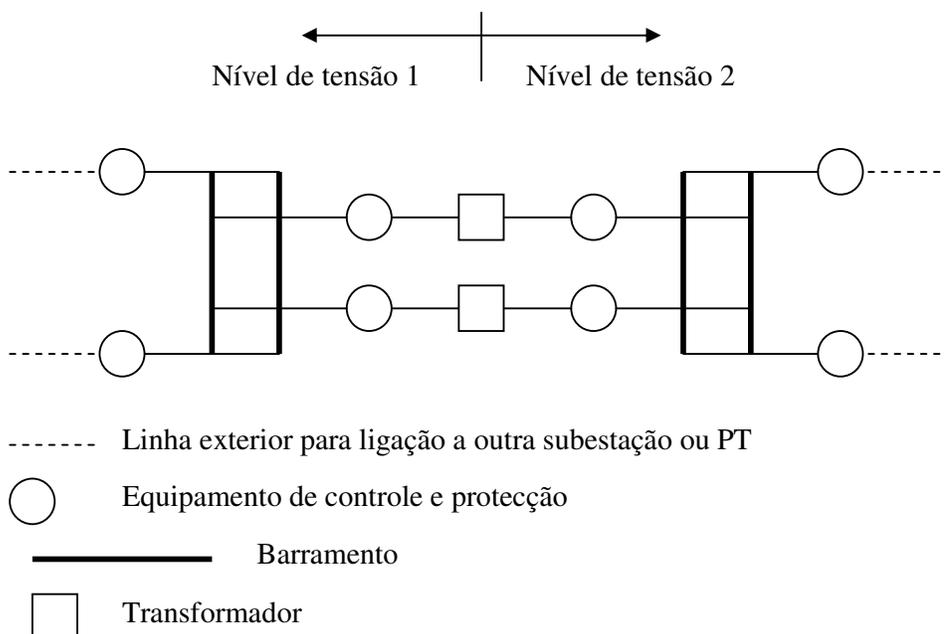


Figura 3.1 - Representação esquemática simplificada de uma subestação

Explica-se de seguida quais são os equipamentos das subestações e PT's e as funções que desempenham. Nas subestações e PT's existem diversos tipos de equipamento:

- Transformadores;
- Barramentos;
- Equipamento de controle (transformadores de medida e equipamentos de comunicações), corte (disjuntores), manobra (seccionadores) e de protecção de transformadores (descarregadores de sobretensões).

- Outros equipamentos auxiliares

Num transformador eléctrico procede-se à transformação de tensão. Não é possível fazer by-passes a transformadores em caso de danos, pois ligam equipamentos e linhas que operam em níveis de tensão diferentes e que não podem ser ligados. A figura 3.2 mostra um grande transformador de potência na subestação de Estoi.



Figura 3.2 – Transformador de potência na subestação de Estoi

O transformador que se mostra na figura encontra-se apoiado sobre rodas, todas travadas em ambos os sentidos do movimento. As ligações do transformadores a outros equipamentos das subestações faz-se no topo, através dos isoladores de travessia. Do ponto de vista do comportamento sísmico estas ligações podem ser divididas em dois grupos: as rígidas, com reduzida capacidade de acomodar deslocamentos relativos em relação a outros equipamentos ligados ao transformador, e as flexíveis, com grande capacidade de deformação. As figuras 3.3 e 3.4 mostram ligações de ambos os tipos.

No que diz respeito aos barramentos é também necessário separá-los dos restantes equipamentos, pois a partir de 1980 os barramentos das subestações da REN passaram a ser feitos de forma diferente, estando-lhes associada uma vulnerabilidade sísmica inferior à dos barramentos construídos antes dessa data.



Figura 3.3 – Transformador com apoios flexíveis na subestação de Estói



Figura 3.4 – Transformador com apoios rígidos na subestação de Aldeia Nova

É assim necessário individualizar a representação dos transformadores, dos barramentos e dos restantes equipamentos na representação das subestações no simulador. Desta forma no simulador cada subestação é representada não como um único nó mas como um conjunto de nós com localização próxima, como representado na figura 3.5.

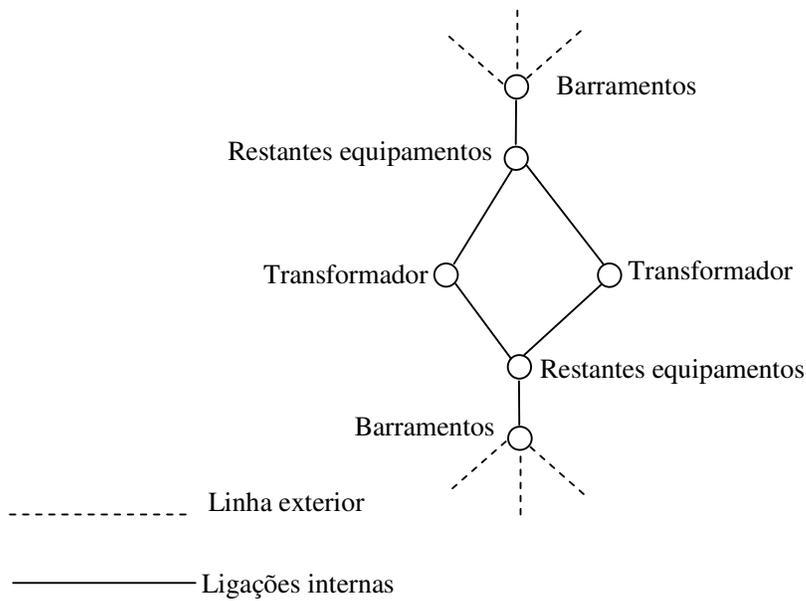


Figura 3.5 - Idealização de uma subestação no simulador

No Algarve as linhas eléctricas de muito alta tensão (MAT) da rede de transporte da REN são actualmente de 150kV, mas prevê-se para breve a introdução de novas linhas de 400kV. A figura 3.6 mostra o traçado da rede de MAT no Algarve, indicando-se a vermelho as futuras linhas de 400kV. As linhas da rede de distribuição da EDP dividem-se em linhas de alta tensão (AT) de 60kV, tensão à qual a EDP recebe a energia fornecida pela REN, média tensão (MT) de 10kV e baixa tensão (BT) de 400V, em que a energia é distribuída aos consumidores domésticos.

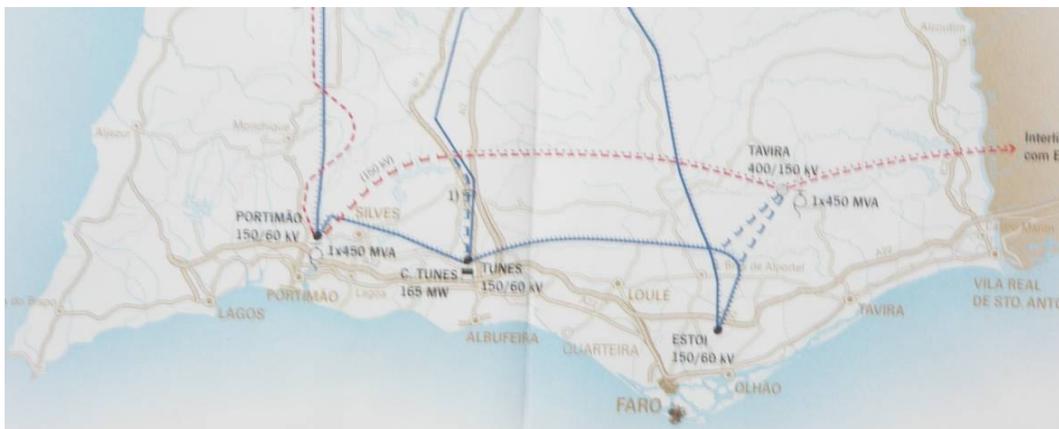


Figura 3.6 - Traçado da rede de MAT (REN) no Algarve

Todos os elementos são georreferenciados no simulador excepto as linhas de BT e MT, tanto aéreas como subterrâneas, que foram caracterizadas em termos de número de quilómetros por freguesia.

4 PESQUISA BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo apresenta-se uma pesquisa bibliográfica sobre o dimensionamento dos principais componentes das redes eléctricas. Esta pesquisa está dividida em duas partes: a primeira diz respeito ao comportamento sísmico de linhas eléctricas aéreas; a segunda diz respeito ao comportamento sísmico de blocos rígidos, aos quais o comportamento dos transformadores de potência pode ser assemelhado, como se justifica no capítulo 6.

4.1 Comportamento sísmico de linhas eléctricas

Para avaliar o comportamento sísmico das linhas de transmissão, pretende-se efectuar uma análise dinâmica do sistema torre/linha eléctrica, quando sujeito à acção sísmica, tendo em conta a não linearidade geométrica do cabo. Normalmente, estas apenas são dimensionadas para resistir à acção do vento e gelo. No entanto, a acção sísmica pode ser importante em linhas que atravessem zonas de alta sismicidade.

Tendo em vista este tipo de análise, do sistema torre/linha eléctrica, foram analisadas metodologias anteriormente adoptadas nesta área. Os principais artigos pesquisados enunciam-se de seguida.

Aziz et al (1996) apresentaram um método exacto para determinar a resposta de linhas de transmissão quando sujeitas à acção sísmica.

O sistema em análise é constituído por torres e cabos. Um exemplo de uma torre de transmissão é apresentado na figura 4.1.

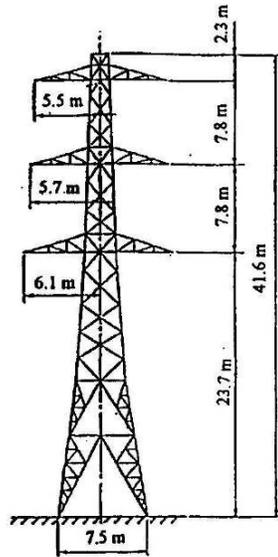


Figura 4.1 - Torre de transmissão típica (Aziz et al, 1996)

Estas podem ser modeladas adequadamente por elementos de treliça, sendo a torre fixa na base.

Os cabos, por sua vez, são modelados por elementos rectos com dois nós de extremidade, conforme se exemplifica na figura 4.2, tendo em conta a não linearidade geométrica. Isto porque os grandes deslocamentos sofridos pelos cabos provocam uma variação na sua rigidez e por conseguinte na sua frequência de vibração livre. Verificou-se neste trabalho que, para uma relação "sag/span" = 3% (figura 4.2), os efeitos da não linearidade geométrica são reduzidos.

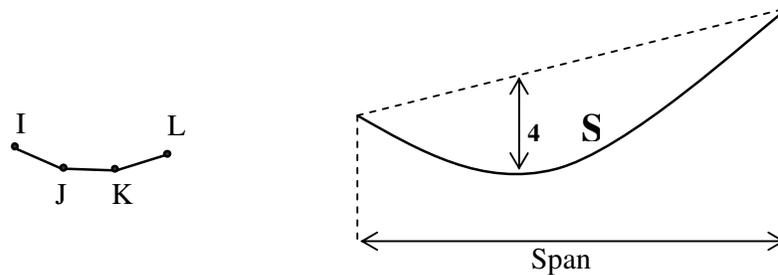


Figura 4.2 - Exemplificação de elementos rectos com dois nós de extremidade para a modelação dos cabos e da relação "sag/span" (Aziz et al, 1996).

O modelo adoptado para a análise sísmica é o representado na figura. 4.3, onde se considera um vão de 400m entre torres, idênticas à representada na figura 4.1. A linha de transmissão é sujeita quer a excitação transversal quer a excitação vertical do solo.

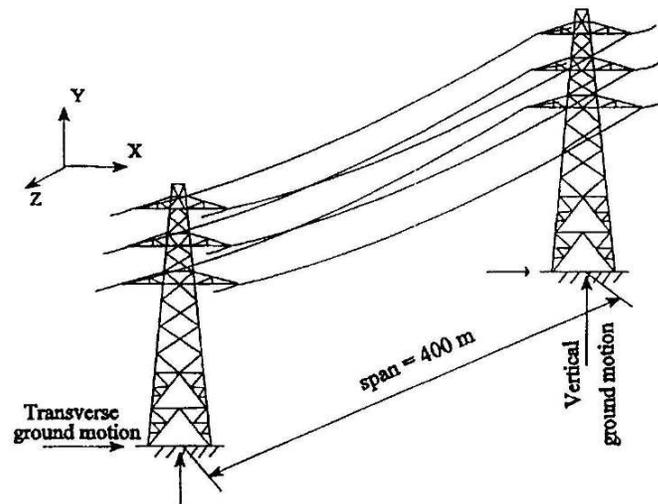


Figura 4.3 - Modelo de uma linha de transmissão eléctrica (Aziz et al, 1996)

Em termos gerais, esta análise permitiu chegar aos seguintes resultados:

- A resposta, em termos de deslocamentos, das torres de transmissão e cabos é principalmente governada pelo primeiro modo de vibração. Este facto também se verifica no caso da análise isolada de torres e cabos, principalmente quando sujeitos a excitações transversais. A figura 4.4 exemplifica a resposta de um cabo sujeito a excitação transversal.
- Para o movimento transversal do solo, a resposta máxima nos cabos resulta de sismos de baixas frequências.
- Os valores da tensão nos cabos, no entanto, são reduzidos na medida em que as vibrações transversais nos cabos não conduzem a variações no seu comprimento. Por isso, não produzem tensões e extensões significativas.
- Em relação ao movimento vertical do solo, os sismos de baixas frequências também conduzem a uma resposta máxima no cabo.

- No entanto, os deslocamentos máximos são devidos principalmente à excitação transversal enquanto que a tensão no cabo deve-se em grande parte à excitação vertical.
- No que respeita às torres, as respectivas forças devido à excitação vertical são relativamente pequenas, ao contrário da excitação transversal.

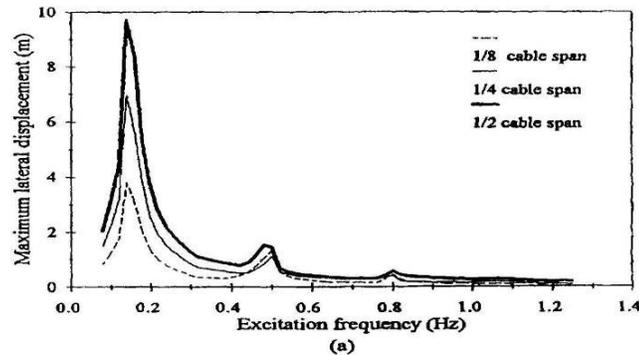


Figura 4.4 - Relação entre a resposta de um cabo, em termos de deslocamento lateral máximo, e a frequência de excitação transversal (Aziz et al, 1996).

Por fim, e em relação ao sistema torre/cabos, verificou-se que o efeito das torres nas vibrações dos cabos, devido ao movimento sísmico do solo, não é significativo. Para sismos de baixas frequências, valores inferiores à frequência natural da torre (cerca de 1.8 Hz para uma torre de transmissão típica), os cabos sofrem grandes deslocamentos enquanto a torre se comporta quase como um corpo rígido. Assim sendo, a contribuição das torres para a análise dos cabos pode ser desprezada.

É de referir que não é feita qualquer consideração relativamente a excitação longitudinal.

Aziz et al (1998) determinou a resposta não linear, em termos de deslocamentos e em termos de tensão, de linhas de transmissão quando sujeitas a excitações sísmicas probabilísticas.

A determinação da probabilidade do deslocamento no cabo e da tensão no cabo exceder um determinado limite, foi feita recorrendo ao método de simulação de Monte Carlo.

A linha de transmissão é então sujeita a movimento sísmico do solo quer na direcção vertical, quer na direcção transversal, sendo modelada de acordo com a figura seguinte

(figura 4.5). Devido à flexibilidade e comprimento do cabo, a ligação Torre/Linha Eléctrica, fixa ou articulada, tem um efeito desprezável nas características de vibração do cabo.

Devido ao problema da não linearidade geométrica do cabo recorreu-se à simulação de Monte Carlo cujos passos são descritos sumariamente no artigo em causa.

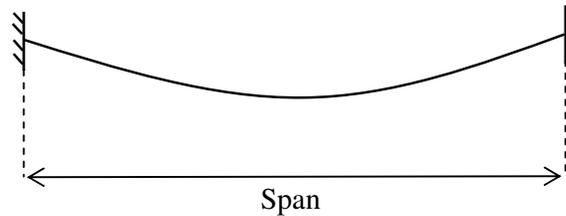


Figura 4.5 - Modelo simplificado de uma linha de transmissão eléctrica (Aziz et al, 1998)

Na análise considerou-se que a relação “*sag/span*”, anteriormente definida, representa o parâmetro mais importante que afecta as frequências naturais dos cabos e a resposta a cargas dinâmicas. Assim sendo, todas as restantes características foram mantidas constantes durante a análise.

Demonstrou-se, através desta análise, que:

- As condições do solo têm um efeito importante na resposta dos cabos a excitações verticais e horizontais;
- As tensões no cabo devido a excitações verticais são muito superiores às tensões devidas a excitações transversais, as quais não produzem tensões significativas.

Refira-se também que a excitação "multiple support", isto é, movimentos sísmicos da base diferentes em torres diferentes, pode resultar ainda em maiores deslocamentos do cabo do que a excitação uniforme em todas as torres, o mesmo já não acontece relativamente à tensão nos cabos.

Conclui-se, por fim, que é fundamental ter em conta a acção sísmica na medida em que a probabilidade da tensão dinâmica do cabo exceder a tensão estática do cabo é alta. A não consideração da acção sísmica não é válida portanto para zonas de alta sismicidade.

Li et al (1994) avaliaram o efeito dos cabos na resposta sísmica das torres. Para tal, foi feita uma análise no plano, isto é, considera-se que o sistema Torre/Linha Eléctrica vibra na direcção longitudinal.

O modelo adoptado nesta análise é o que se encontra representado na figura 4.6:

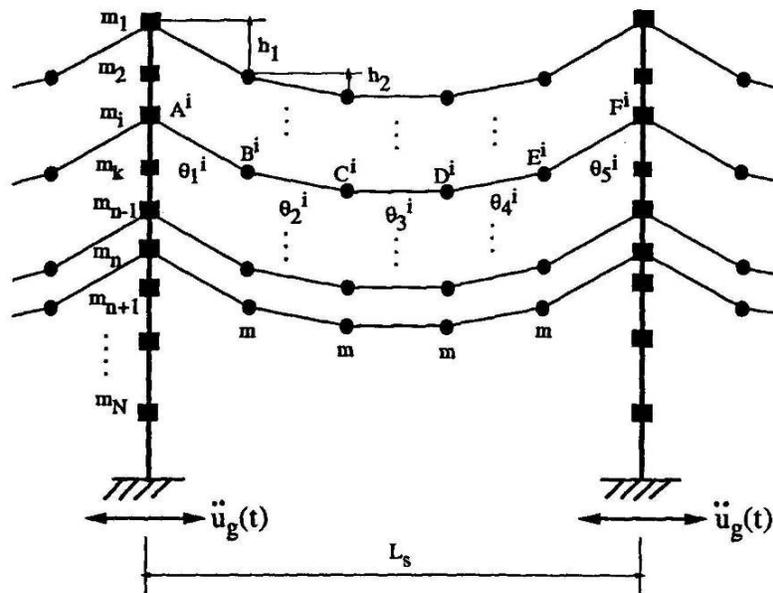


Figura 4.6 - Modelação de uma linha de transmissão eléctrica, sujeita a excitação longitudinal (Li et al, 1994).

Na análise no plano admite-se que as torres vibram em fase, entre si. São discretizadas num sistema de massas concentradas com n g.l. na direcção longitudinal, sendo rígida na direcção vertical. O movimento sísmico do solo, como já foi referido, actua segundo a direcção longitudinal.

O sistema de cabos, por seu turno, é composto por n linhas de cabos eléctricos. Cada cabo é dividido em cinco elementos de igual comprimento, sendo a massa do cabo concentrada nas extremidades de cada elemento. Admite-se que a configuração deformada do cabo consiste em segmentos de linha rectos.

Os resultados recolhidos desta análise permitiram concluir que, apesar das torres de transmissão não serem dimensionadas para a acção sísmica, a interacção dos cabos pode

afectar significativamente a sua resposta sísmica. Principalmente para vãos importantes onde o efeito da interacção dinâmica dos cabos não pode ser desprezado.

Li et al (1996) analisaram o comportamento de torres de suporte de linhas de transporte de energia tendo em linha de conta as componentes rotacionais do movimento sísmico do solo. Os danos sísmicos observados permitiram concluir que não existem apenas componentes de translação, mas também componentes rotacionais, as quais não deverão ser desprezadas.

Para a análise, admitiu-se que o meio, através do qual se propagam as ondas sísmicas, é elástico, homogéneo e isotrópico.

Aqui, neste trabalho, já é considerada também a excitação transversal, além da excitação longitudinal. Neste caso, cada massa concentrada corresponde ao somatório das massas concentradas existentes na direcção longitudinal, ao mesmo nível (figura 4.7).

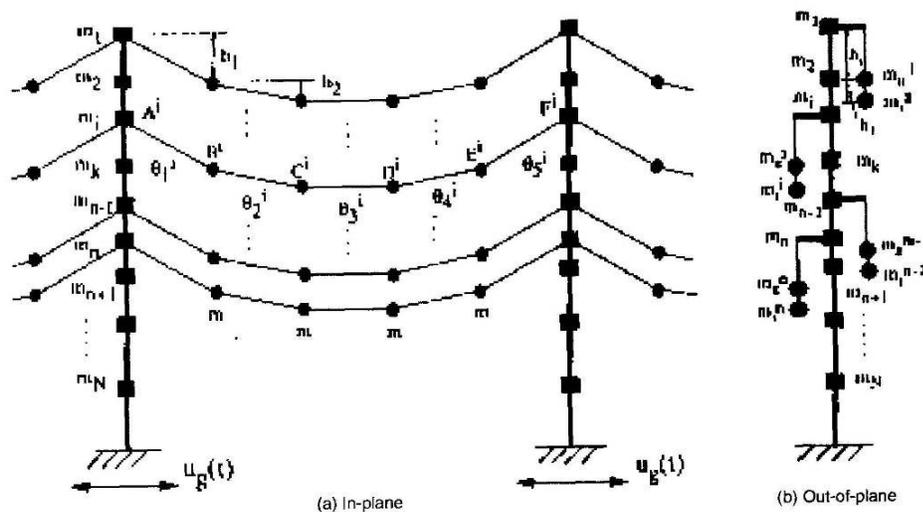


Figura 4.7 - Modelação de uma linha de transmissão eléctrica, quando sujeita a excitação longitudinal (a) e a excitação transversal (b) (Li et al, 1996).

A partir dos resultados obtidos, verificou-se que os efeitos das componentes rotacionais do movimento sísmico do solo, quer nos deslocamentos da torre quer nas forças de corte internas, são significativos principalmente na parte inferior da torre.

Thomas and Peyrot (1982) realizaram análises dinâmicas de cabos estruturais sob a acção resultante da quebra de condutores adjacentes, isto é, “broken conductors”.

O modelo adoptado para o sistema da linha de transmissão representa um sistema plano de massas concentradas interligadas através de elementos de cabo, como se pode exemplificar através da figura 4.8.

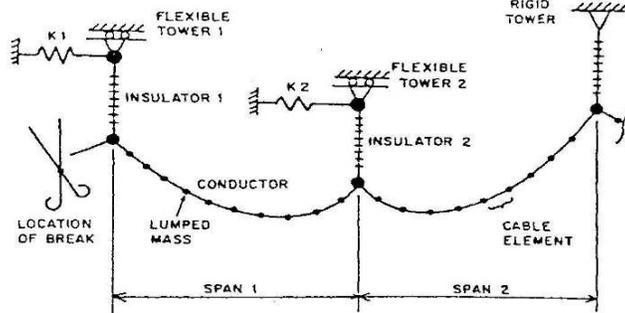


Figura 4.8 - Modelação de uma linha de transmissão eléctrica, quando sujeita a quebra de condutores (Thomas and Peyrot, 1982)

Refira-se que o elemento cabo não é um elemento recto mas sim deformado.

As torres e os postes são modelados através de uma mola elástica com determinada constante elástica, K , equivalente à rigidez horizontal no ponto de ligação do isolador. Este por sua vez é modelado utilizando unicamente um elemento de cabo. No caso de torres rígidas, estas podem ser representadas por apoios fixos.

Em cada massa concentrada existente entre elementos de cabo actuam as seguintes forças (figura 4.9):

- Forças dos elementos de cabo, devidas ao peso e deformação elástica.
- Forças de amortecimento
- Forças inerciais

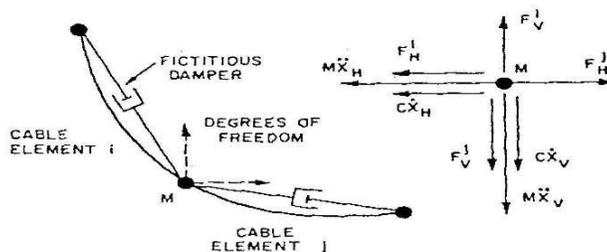


Figura 4.9 - Forças actuantes em cada massa concentrada do modelo (Thomas and Peyrot, 1982)

As equações de equilíbrio dinâmico são então:

$$m\ddot{x}_H = F_H^j - F_H^i - C\ddot{x}_H$$

$$m\ddot{x}_V = F_V^j - F_V^i - C\ddot{x}_V$$

Os segundos termos das equações anteriores representam os “imbalances” na direcção dos graus de liberdade.

É possível portanto determinar a aceleração da massa devido ao “imbalance” de forças no instante t :

$$\ddot{x}(t) = \frac{\text{"imbalance"}(t)}{m}$$

O movimento de uma massa da posição correspondente a t para a posição correspondente a $t + \Delta t$ é devida ao “imbalance” de forças. O início do movimento do sistema é devido ao “imbalance” de forças no local onde ocorreu a quebra do condutor adjacente.

No mesmo artigo é pormenorizada a metodologia do programa CABLE7, o qual analisa o comportamento de um "broken conductor". Utiliza um método iterativo de aceleração linear e fornece as histórias das tensões do condutor e isolador, a partir das propriedades do sistema da linha de transmissão. O CABLE7 admite que as torres permanecem lineares sob a acção resultante de um "broken conductor".

4.2 Estudos sobre dinâmica de blocos rígidos

Os danos observados numa grande variedade de estruturas rígidas, tais como transformadores eléctricos e outros equipamentos pesados, em sismos ocorridos no passado, motivou muitos investigadores para a análise dinâmica de blocos rígidos, em particular, para o estudo da rotação e possibilidade de derrubamento dos mesmos. Outra motivação para este tipo de estudos foi a necessidade de avaliar a intensidade da acção sísmica em casos reais em zonas em que não existiam registos mas apenas o conhecimento das consequências dos sismos, nomeadamente em estruturas e objectos assimiláveis a blocos rígidos.

Em muitos casos, observou-se que diversas estruturas altas e esbeltas resistiram à acção sísmica enquanto que outras aparentemente mais estáveis ficaram severamente

danificadas. Este facto sugere que, em vez de representar a acção sísmica através de uma força estática lateral, será necessário considerar as características da excitação do solo e também a não linearidade da resposta de blocos rígidos.

Um dos pioneiros na análise do comportamento dinâmico de blocos rígidos foi Housner (1963). Analisou quer o movimento de rotação de blocos rígidos em regime livre quer o derrubamento de blocos rígidos quando submetidos a diferentes excitações, tais como:

- aceleração horizontal constante – excitação simples;
- aceleração horizontal sinusoidal (meio-ciclo) – excitação simples;
- excitação sísmica.

Para tal considerou que quando um bloco inicia a rotação, este oscilará em torno dos centros rotação O e O' alternadamente, conforme se mostra na Figura 4.10. Considerou portanto que as superfícies de contacto do bloco e da base são perfeitamente regulares. Admitiu também um coeficiente de atrito suficientemente grande para que não haja deslizamento entre o bloco e a base considerada igualmente rígida.

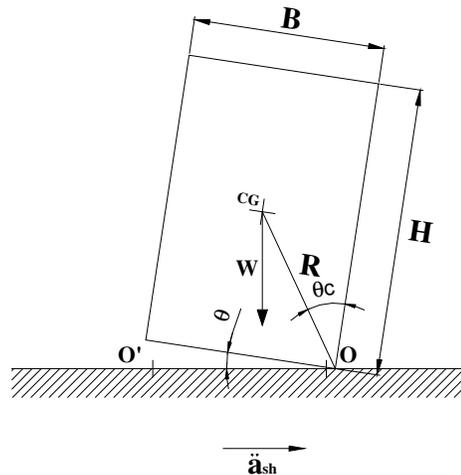


Figura 4.10 – Rotação de um bloco rígido (Housner, 1963)

Deduziu a equação do movimento do bloco quando libertado de uma posição que faz um ângulo θ com a posição vertical (regime livre), a qual é dada pela Eq. (4.1).

$$I_0 \frac{d^2\theta}{dt^2} = -W R \sin(\theta_c - \theta) \quad (4.1)$$

em que:

I_0 – momento polar de inércia em torno de O ;

W – peso do bloco rígido;

R – distância radial entre o centro de rotação O e o CG do bloco;

θ – ângulo de rotação do bloco;

θ_c – ângulo definido entre a distância radial, R , e a vertical do bloco.

Para blocos altos e esbeltos com $\theta_c < 20^\circ$, Housner simplificou a equação anterior considerando $\sin(\theta_c - \theta) \approx \theta_c - \theta$. Assim,

$$\ddot{\theta} - p^2 \theta = -p^2 \theta_c \quad (4.2)$$

em que:

$$p^2 = \frac{WR}{I_0}$$

Para as condições iniciais $\theta = \theta_0$ e $\dot{\theta} = 0$ para $t = 0s$, a equação anterior tem como solução:

$$\theta = \theta_c - (\theta_c - \theta_0) \cosh(pt) \quad (4.3)$$

Segundo Housner, se se admitir que o impacto em O' é inelástico, ou seja, que a rotação não continua em torno do centro de rotação anterior ao impacto, O , então o movimento de rotação continuará em torno de O' existindo conservação do momento angular em torno de O' , podendo a velocidade angular após o impacto ser obtida pela Eq. (4.4).

$$I_0 \dot{\theta}_1 - 2mRb \dot{\theta}_1 \sin \theta_c = I_0 \dot{\theta}_2 \quad (4.4)$$

O quociente entre a energia cinética após o impacto (movimento ascendente) e a energia cinética antes do impacto (movimento descendente), r , obtém-se através da Eq. (4.5).

$$r = \frac{\left(\frac{1}{2} I_0 \dot{\theta}_2^2 \right)}{\left(\frac{1}{2} I_0 \dot{\theta}_1^2 \right)} = \left(\frac{\dot{\theta}_2}{\dot{\theta}_1} \right)^2 \quad (4.5)$$

Substituindo a Eq. (4.5) na Eq. (4.4), e considerando blocos esbeltos, obteve a seguinte relação:

$$\sqrt{r} = 1 - \frac{2mR^2 \theta_c^2}{I_0} \quad (4.6)$$

A partir da solução da equação do movimento e com base nas considerações anteriores, concluiu que quando um bloco rígido é largado de uma posição instável (regime livre),

a amplitude de oscilação toma inicialmente o valor θ_0 correspondente à posição de que é largado. Segundo Housner, em cada impacto, o valor da amplitude diminui.

No que diz respeito ao derrubamento de blocos rígidos, e como já foi referido, Housner (1963) considerou excitações simples (acelerações horizontais do solo constantes e sinusoidais), por um lado, e excitações sísmicas, por outro.

O derrubamento de um bloco rígido sujeito a uma aceleração horizontal constante depende da respectiva amplitude a_{g0} e duração t_1 . Para pequenas oscilações, o efeito da aceleração constante é equivalente à actuação de uma força horizontal no centro de gravidade do bloco, dada por $W a_{g0}/g$ (g – aceleração da gravidade). Para blocos esbeltos, admitindo que $\sin \theta_c \approx \theta_c$, a equação do movimento seria a seguinte:

$$I_0 \ddot{\theta} - WR\theta = WR a_{g0}/g - WR\theta_c \quad (4.7)$$

De acordo com esta equação, para iniciar o movimento de rotação é necessário que $a_{g0}/g > \theta_c$. Admitindo que a velocidade e deslocamento são nulos para $t = 0s$, a solução da Eq. (4.7) traduz-se na Eq. (4.8).

$$\frac{\theta}{\theta_c} \left(\frac{a_{g0} \theta_c}{g} - 1 \right) [\cosh(pt) - 1] \quad (4.8)$$

em que:

$$p = \sqrt{\frac{WR}{I_0}}$$

Verificou que quando $a_{g0}/g > \theta_c$ e a aceleração actua durante um intervalo de tempo suficiente, ocorrerá o derrubamento do bloco. Para cada magnitude da aceleração, a_{g0} , está associada uma duração t_1 , durante a qual a aceleração pode gerar uma velocidade suficiente para derrubar o bloco rígido.

Housner (1963) obteve a relação entre a magnitude da aceleração, a_{g0} , e a respectiva duração, t_1 , com base na condição necessária ao derrubamento que consiste em igualar o trabalho realizado pela força de inércia $W a_{g0}/g$ à diferença de energia potencial entre as posições $\theta = \theta_c$ e $\theta = 0$. A equação correspondente é a seguinte:

$$\cosh \sqrt{\frac{WR}{I_0}} t_1 = 1 + \frac{1}{\theta_c \frac{a_{g0}}{g\theta_c} \left(\frac{a_{g0}}{g\theta_c} - 1 \right)} \quad (4.9)$$

Esta análise não é válida para excitações sísmicas, uma vez que admite acelerações constantes do solo de duração finita, seguida de uma velocidade constante do solo. Estudou então o problema do derrubamento de blocos rígidos quando sujeitos a aceleração sinusoidal de frequência angular ω , uma vez que os acelerogramas registados durante a acção dos sismos apresentam picos cuja forma se aproxima de uma onda sinusoidal. A equação do movimento correspondente é dada na Eq. (4.10).

$$I_0 \ddot{\theta} = -WR \sin(\theta_c - \theta) + WR \frac{a_{g0}}{g} \sin(\omega t + \psi) \quad (4.10)$$

em que $-a_{g0} \sin(\omega t + \psi)$ representa a aceleração do solo, sendo a_{g0} a amplitude da aceleração e ψ definido pela seguinte condição:

$$a_{g0} \sin \psi = g \sin \theta_c \quad (4.11)$$

Esta condição assegura que para $t = 0$ s a aceleração toma o valor necessário ao início do movimento de rotação do bloco.

Para ângulos pequenos e sabendo que:

$$p^2 = \frac{WR}{I_0} \quad (4.12)$$

a equação do movimento reescreve-se da seguinte forma:

$$\ddot{\theta} - p^2 \theta = \theta_c p^2 \left[\frac{\sin(\omega t + \psi)}{\sin \psi} - 1 \right] \quad (4.13)$$

O derrubamento ocorrerá quando $\theta = \theta_c$ para $t = (\pi - \psi)/\omega$, que corresponde ao instante em que a aceleração do solo completa a primeira metade de um ciclo de uma aceleração sinusoidal, tomando o valor zero.

Com base nestas considerações, a solução da Eq. (4.13) correspondente ao sinal sinusoidal necessário ao derrubamento do bloco é dada pela Eq. (4.14).

$$\frac{a_{g0}}{g\theta_c} = \sqrt{1 + \left(\frac{\omega}{p} \right)^2} \quad (4.14)$$

As Eqs. (4.9) e (4.14) permitem obter as acelerações mínimas necessárias ao derrubamento de blocos rígidos quando submetidos a aceleração constante e aceleração sinusoidal (meio-ciclo), respectivamente.

No entanto, segundo Housner, o derrubamento dos blocos pode ocorrer para níveis de aceleração inferiores às obtidas pelas Eqs. (4.9) e (4.14), se estas forem submetidas a uma sequência de impulsos a actuar sucessivamente. As excitações sísmicas podem ser encaradas como um conjunto de impulsos que, em geral, apresentam períodos menores que os correspondentes à rotação dos blocos. Para excitações sísmicas, Housner apresenta uma análise aproximada do derrubamento de blocos, em que o movimento sísmico do solo foi idealizado como ruído branco, isto é, recorrendo a espectros com aceleração constante. Utilizou equações de movimento linearizadas. A estabilidade de um bloco rígido foi estimada através da comparação entre a energia absorvida e a energia necessária para o derrubamento do bloco. Considerou a energia absorvida obtida a partir do espectro de resposta de velocidades, S_v , sendo a condição necessária ao derrubamento do bloco a seguinte:

$$\theta_c = \frac{S_v}{\sqrt{gR}} \sqrt{\frac{WR^2}{gl_0}} \quad (4.15)$$

De acordo com esta equação, quanto maior for R , mais estável será o bloco face ao derrubamento, mantendo constante a relação B/H . Um bloco rígido com um ângulo crítico θ_c que obedeça à Eq. (4.15) apresenta 50% de probabilidade de derrubamento.

No seguimento do trabalho de Housner, surgiu um grande número de estudos analíticos, numéricos e experimentais. Por exemplo, Yim *et al.* (1980) desenvolveram um procedimento numérico e um programa de cálculo para resolução das equações não lineares do movimento de rotação de blocos rígidos, assente em bases rígidas e sujeitos a excitações horizontais e verticais do solo, com o objectivo de analisar a sensibilidade da resposta às propriedades do sistema e da aceleração do solo. Utilizou para o efeito acelerogramas gerados artificialmente a partir de espectros de ruído branco. Este estudo foi também efectuado sob um ponto de vista probabilístico.

Para efectuar a análise dinâmica de blocos rígidos, em termos de rotação, considerou um bloco rígido assente numa base rígida, sujeito a acelerações horizontais e verticais do solo. As hipóteses introduzidas são idênticas às apresentadas por Housner.

Através de considerações de equilíbrio, Yim *et al.* mostraram que um bloco sujeito a acelerações de base a_g^x , na direcção horizontal, e a_g^y , na direcção vertical, inicia o movimento de rotação quando o momento devido à força de inércia horizontal (momento derrubante) excede o momento devido ao peso do bloco, W , e também à força de inércia vertical. Ou seja,

$$\frac{W}{g} a_g^x \frac{H}{2} > \left(W + \frac{W}{g} a_g^y \right) \frac{B}{2} \quad (4.16)$$

Simplificando, obtém-se a seguinte equação:

$$a_g^x > \frac{B}{H} g \left(1 + \frac{a_g^y}{g} \right) \quad (4.17)$$

As equações não lineares do movimento, obtidas através do equilíbrio de momentos em torno dos centros de rotação O e O' são as seguintes, respectivamente:

$$I_0 \ddot{\theta} + W \left(1 + \frac{a_g^y(t)}{g} \right) R \sin(\theta_c - \theta) = -\frac{W}{g} R \cos(\theta_c - \theta) a_g^x(t) \quad (4.18)$$

$$I_0 \ddot{\theta} + W \left(1 + \frac{a_g^y(t)}{g} \right) R \sin(\theta_c + \theta) = -\frac{W}{g} R \cos(\theta_c + \theta) a_g^x(t) \quad (4.19)$$

Para blocos esbeltos, θ_c é pequeno pelo que é razoável linearizar as duas equações anteriores considerando $\sin(\theta_c \pm \theta) \approx \theta_c \pm \theta$ e $\cos(\theta_c \pm \theta) \approx 1$.

Yim *et al.* mostraram que o coeficiente de restituição, e , determinado com base na conservação do momento angular no impacto depende apenas da relação B/H . É independente da velocidade angular antes do impacto e da dimensão do bloco rígido.

Imediatamente antes e depois do impacto, o ângulo de rotação θ é zero, tal como a energia potencial do sistema. Portanto, a energia total do sistema encontra-se na forma de energia cinética. Consequentemente, a percentagem de energia dissipada no impacto é dada por $1-r$, sendo r o quociente entre a energia cinética após o impacto e a energia cinética antes do impacto, a qual é obtida através da Eq. (4.5). A partir desta equação e sabendo que o coeficiente de restituição, e , é dado por:

$$e = \frac{\dot{\theta}_2}{\dot{\theta}_1} \quad (4.20)$$

este parâmetro pode ser expresso, apenas em função da relação B/H , através da Eq. (4.21).

$$e = 1 - \frac{3}{2} \sin^2 \theta_c \quad (4.21)$$

O coeficiente de restituição varia entre 1, para blocos esbeltos, e zero, para blocos com $H/B = 1/\sqrt{2}$. Para valores inferiores a $1/\sqrt{2}$, o coeficiente de restituição é negativo o que significa que a velocidade angular muda de sinal após o impacto o que se traduz na continuação do movimento de rotação do bloco em torno do centro de rotação anterior ao impacto. Em termos de energia dissipada no impacto, dada por $1-e^2$, quanto maior for o coeficiente de restituição menor será a energia dissipada no impacto.

O critério de derrubamento, para excitações simples e excitações sísmicas, desenvolvido por Housner é igualmente apresentado em Yim *et al.*, no qual se ilustra a diferença entre o critério de derrubamento para uma aceleração constante e uma aceleração sinusoidal, meio-ciclo, através da figura 4.11.

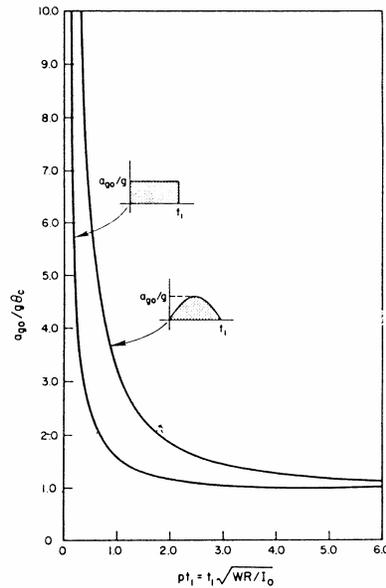


Figura 4.11 – Aceleração máxima, a_{g0} , correspondente a uma excitação simples, necessária ao derrubamento de um bloco rígido (Yim *et al.*, 1980)

Conforme se pode observar pela figura 11, para uma duração t_1 e parâmetro R fixos, a amplitude da aceleração a_{g0} aumenta com a relação B/H . Para uma duração t_1 e uma relação B/H fixos, a amplitude da aceleração a_{g0} aumenta com o parâmetro R . Além disso, a aceleração necessária ao derrubamento de um bloco rígido depende da forma da

excitação. No caso de aceleração sinusoidal, para uma mesma duração t_1 , o derrubamento ocorre para uma aceleração maior do que no caso de aceleração constante.

O procedimento numérico e o programa de cálculo desenvolvidos por Yim *et al.* permitem analisar a resposta de um bloco rígido, submetido a acelerações do solo, através da resolução das equações não lineares do movimento de rotação admitindo que o início do movimento de rotação é definido pela Eq. (4.16) e que no impacto existe conservação do momento angular. Para o efeito, adoptou acelerogramas gerados artificialmente para as componentes horizontal e vertical do solo. Analisou a influência de um conjunto de parâmetros, incluindo as propriedades do movimento do solo, na resposta dos blocos. Por exemplo, o coeficiente de restituição, a intensidade da acção sísmica, a relação B/H e o comprimento de metade da diagonal do bloco rígido, R .

Vários blocos foram submetidos a um determinado acelerograma e os resultados obtidos permitiram constatar que:

- a resposta do bloco é bastante sensível a pequenas variações na relação B/H , no comprimento de metade da diagonal do bloco rígido, R , no coeficiente de restituição, e , e nas características do movimento do solo;
- para alguns acelerogramas, a estabilidade de um bloco rígido não aumenta necessariamente com o aumento da relação B/H ou com o aumento do comprimento de metade da diagonal do bloco rígido, R .
- da mesma forma, a uma diminuição do coeficiente de restituição não corresponde necessariamente uma maior estabilidade do bloco rígido;
- o derrubamento de um bloco rígido para uma determinada intensidade da acção sísmica, e para alguns acelerogramas, não implica necessariamente que o mesmo bloco rígido derrube para uma maior intensidade da acção sísmica;
- a consideração da componente vertical em simultâneo com a componente horizontal da acção sísmica pode conduzir ao derrubamento de um bloco rígido que é estável quando submetido apenas à componente horizontal da aceleração do solo e vice-versa; Pode também atrasar no tempo o derrubamento do bloco rígido ou diminuir significativamente a amplitude das rotações;

Yim *et al.* referiram que a elevada sensibilidade da resposta de um bloco rígido aos parâmetros referidos pode justificar-se através da variação da energia potencial durante

o movimento de rotação até ao derrubamento ($\theta = \theta_c$). A energia potencial correspondente a um ângulo de rotação θ é dada por

$$V(\theta) = WR[1 - \cos(\theta_c - \theta)] \quad (4.22)$$

A figura 4.12 ilustra a variação da energia potencial com o ângulo de rotação, θ .

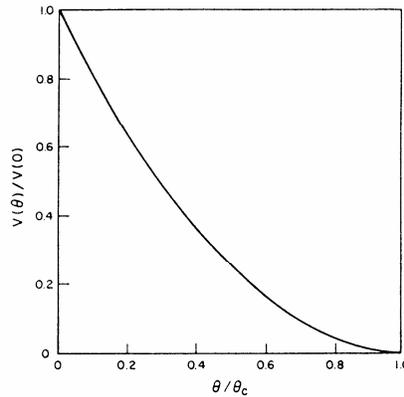


Figura 4.12 – Variação da energia potencial com o ângulo de rotação (Yim *et al.*, 1980)

Conforme se pode observar pela figura 4.12, para ângulos de rotação elevados é necessário apenas uma pequena variação de energia para ocorrer o derrubamento do bloco rígido. Por exemplo, pequenas variações no parâmetro R , na relação B/H e no coeficiente de restituição influenciam reduzidamente a energia absorvida pelo sistema, mas o suficiente para conduzir ao derrubamento de um bloco rígido que apresente uma amplitude de rotação superior a um determinado valor. Da mesma forma, pequenas variações nos acelerogramas podem afectar significativamente a resposta do bloco.

Yim *et al.* estudaram também a influência da relação B/H , do parâmetro R , do coeficiente de restituição e das características do movimento do solo na resposta de blocos rígidos sob um ponto de vista probabilístico. De uma forma geral, observaram que:

- a influência do coeficiente de restituição na resposta de blocos rígidos ocorre apenas no impacto com a base rígida;
- a probabilidade de um bloco rígido exceder um determinado nível de resposta aumenta com a intensidade da acção sísmica;
- a probabilidade de um bloco rígido exceder um determinado nível de resposta diminui com a relação B/H e o parâmetro R ;

- a probabilidade de derrubamento de um bloco rígido diminui com a relação B/H , para uma determinada intensidade da acção sísmica e admitindo R fixo;
- a probabilidade de derrubamento de um bloco rígido diminui com o parâmetro R , para uma determinada intensidade da acção sísmica e admitindo uma relação B/H constante;
- a probabilidade de derrubamento de um bloco rígido aumenta com a intensidade da acção sísmica, admitindo B/H e R constantes;

Yshiyama, Y. (1982), ao contrário dos estudos anteriores, apresenta um método analítico mais sofisticado que permite considerar a ocorrência de efeitos não lineares, tais como o deslizamento e destacamento do solo. Estudou as equações do movimento, as transições entre os diferentes tipos de movimentos e também os movimentos após o impacto entre o bloco rígido e a base. Desenvolveu um programa de cálculo por forma a simular os movimentos dos blocos quando submetidos a acelerações horizontais e verticais do solo, através da resolução das equações não lineares do movimento. Considerou, para tal, que um bloco rígido assente numa base sujeita a excitações sísmicas pode apresentar um dos seguintes tipos de movimento:

- Repouso (1)
- Deslizamento (2)
- Rotação (3)
- Deslizamento/Rotação (4)
- Translação/Levantamento (5)
- Rotação/Levantamento (6)

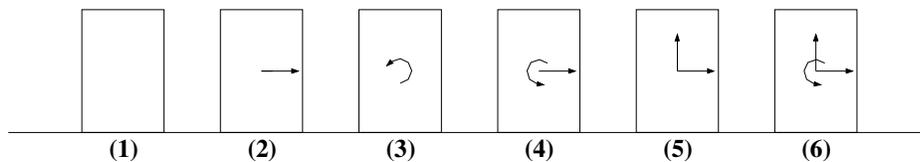


Figura 4.13 – Classificação dos movimentos de um bloco rígido (Yshiyama,1982)

Admitiu as seguintes hipóteses de análise:

- o bloco e a base são rígidos;
- o bloco é simétrico em relação ao eixo vertical que passa pelo CG do mesmo;
- a superfície da base é horizontal.

Yshiyama apresentou também critérios de derrubamento de blocos rígidos quando submetidos a excitações sísmicas. Os critérios de derrubamento foram definidos experimentalmente com base em ensaios de varrimento. Nestes ensaios admitiu que as amplitudes máximas da aceleração, velocidade ou deslocamento se mantêm constantes. Os resultados obtidos conduziram à figura 4.14.

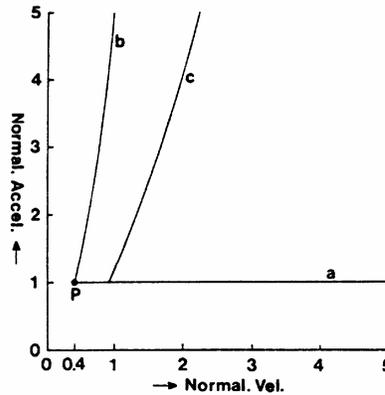


Figura 4.14 – Limites inferiores para o derrubamento através de ensaios de varrimento (Yshiyama, Y., 1982)

Nesta figura, as ordenadas representam a aceleração normalizada, a qual é definida pelo quociente entre a amplitude da aceleração, a_0 , e a aceleração horizontal necessária ao início do movimento de rotação do bloco. Esta aceleração é, como já foi referido atrás, dada por:

$$a = \frac{B}{H} g \tag{4.23}$$

As abcissas, por sua vez, correspondem à velocidade normalizada que é dada pela amplitude da velocidade dividida pela velocidade necessária ao derrubamento de um bloco sujeito a um impulso horizontal simples. Esta velocidade obtém-se através da Eq. (4.24).

$$v = \sqrt{\left(\frac{8gr}{3}\right) \frac{1 - \cos \theta_c}{\cos \theta_c}} \tag{4.24}$$

Na figura 4.14 apresentam-se resultados referentes a três formas de derrubamento. No caso de ensaios com a amplitude da aceleração constante, o derrubamento ocorre quando a excitação atinge as curvas b ou c . Por sua vez, para os ensaios com a amplitude da velocidade ou deslocamento constante, o derrubamento ocorre quando é

atingida a linha a . Os limites inferiores da aceleração e velocidade normalizadas necessárias à ocorrência do derrubamento do bloco rígido são definidos pelo ponto P . A amplitude da aceleração a_0 , que representa o limite inferior da aceleração máxima de derrubamento de um bloco rígido, é aproximadamente igual à aceleração necessária para iniciar o movimento de rotação, dada pela Eq. (4.23).

Por outro lado, a amplitude da velocidade v_0 , que corresponde ao limite inferior da velocidade máxima necessária ao derrubamento de um bloco rígido é aproximadamente dada por:

$$v_0 \approx 0.4 \sqrt{\left(\frac{8gr}{3}\right) \frac{1 - \cos \theta_c}{\cos \theta_c}} \quad (4.25)$$

Para θ_c pequeno, esta expressão é equivalente à Eq. (4.26).

$$v_0 \approx 10 \frac{B}{\sqrt{H}} \text{ (unidades: cm, s)} \quad (4.26)$$

Por fim, o critério do deslocamento d_0 , limite inferior do deslocamento máximo necessário ao derrubamento de um bloco rígido obtém-se através da Eq. (4.27).

$$d_0 = \frac{v_0^2}{a_0} \quad (4.27)$$

Para θ_c pequeno, esta expressão pode ser substituída pela Eq. (4.28).

$$d_0 = \frac{B}{10} \quad (4.28)$$

Estes critérios de derrubamento foram obtidos para as excitações sinusoidais aplicadas nos ensaios de varrimento. No entanto, Yshiyama mostrou que são igualmente aplicáveis no caso das excitações sísmicas. Considerou para tal blocos rígidos submetidos a registos sísmicos horizontais com ou sem componente vertical, fazendo variar a relação B/H . Na figura 4.15, mostram-se por exemplo os resultados obtidos relativos ao sismo de *El Centro*.

As abcissas e ordenadas do gráfico representam, respectivamente, a altura e largura de blocos rígidos. A linha recta constitui o critério da aceleração, a_0 , o qual é dado pela Eq. (4.23). A linha parabólica corresponde ao critério da velocidade, v_0 , determinado por intermédio da Eq. (4.25). Refira-se que a_0 e v_0 constituem respectivamente a aceleração e velocidade máximas dos registos sísmicos.

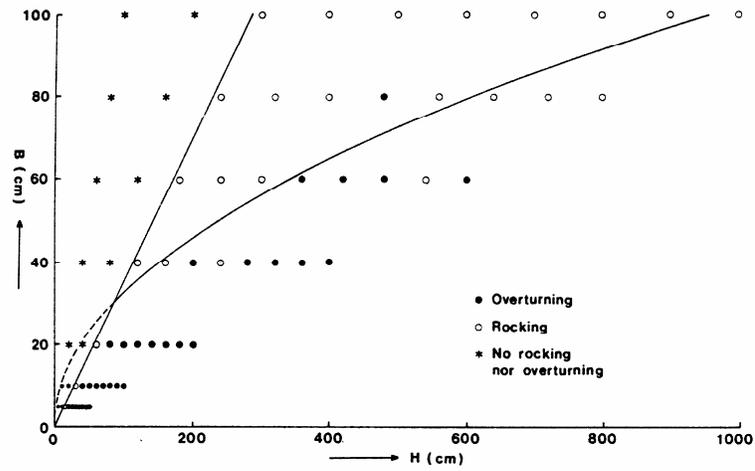


Figura 4.15 – Resultados obtidos correspondentes ao sismo de *El Centro* (Yshiyama, Y., 1982)

Os resultados obtidos para diferentes sismos foram esquematicamente representados na figura 4.16.

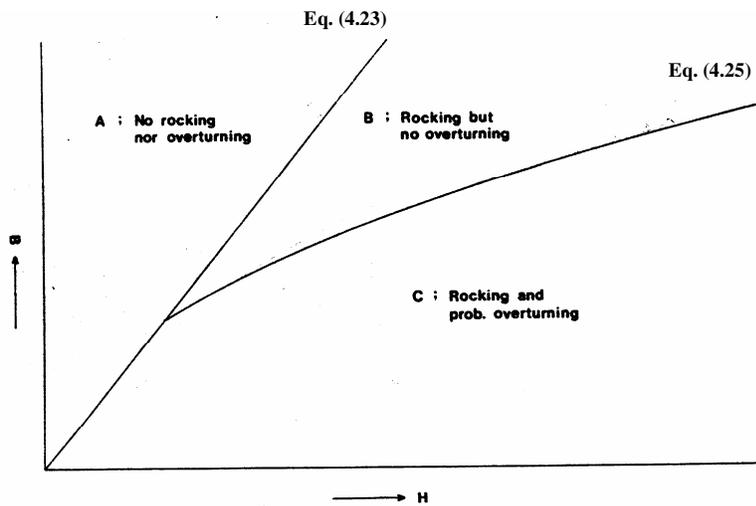


Figura 4.16 – Movimentos de um bloco rígido devido a excitações sísmicas (Yshiyama, Y., 1982)

Os resultados obtidos para os diferentes registos sísmicos utilizados levaram Yshiyama a concluir que:

- o comportamento dos blocos que se situam na região C é altamente irregular uma vez que os blocos rígidos altos são por vezes mais estáveis que os blocos mais baixos, para a mesma largura;
- o efeito da componente vertical é pequeno e nem sempre aumenta a probabilidade de derrubamento;
- os blocos mais pequenos apresentam uma maior probabilidade de derrubamento;
- de uma forma geral, todos os blocos que derrubaram estão situados na região C pelo que a aceleração horizontal e velocidade máximas deverão ser superiores aos valores obtidos pelas Eqs. (4.23) e (4.25);
- o critério do deslocamento d_0 é bastante conservativo.

Estudos experimentais e também analíticos sobre este tipo de problemas foram desenvolvidos por Aslam *et al.* (1980). Neste artigo, trata-se igualmente o problema da rotação de um bloco rectangular rígido sob a acção das componentes horizontal e vertical do movimento do solo. Ao contrário dos restantes artigos, aqui considera-se a hipótese do bloco estar ou não ancorado à base. Desenvolveu um programa de cálculo para resolução das equações do movimento, permitindo a consideração de forças de ancoragem verticais. As perdas de energia no impacto são representadas através do coeficiente de restituição. Apresentou ensaios experimentais realizados em mesa sísmica para blocos de betão sujeitos a excitações harmónicas e acelerogramas gerados artificialmente, tendo verificado que os resultados obtidos estão em concordância com os resultados analíticos. Elaborou também estudos paramétricos com o objectivo de avaliar a influência da relação B/H , do coeficiente de restituição na resposta de blocos rígidos, em termos de rotação e derrubamento, quando submetidos a determinadas excitações sísmicas.

As hipóteses consideradas por Aslam *et al.* para resolução das equações do movimento são semelhantes às apresentadas por Housner e Yim *et al.*, ou seja:

- o bloco não apresenta deslizamento;
- o coeficiente de restituição, e , é considerado constante;
- a superfície inferior do bloco é plana ou levemente côncava para que o bloco rode em torno dos pontos O e O' ;
- um destes pontos O ou O' encontra-se sempre em contacto com o solo.

Apresentou também as condições de início do movimento de rotação, considerando ou não a possibilidade de deslizamento. Se se prevenir a ocorrência do deslizamento, um bloco rígido rodará quando se verificar a Eq. (4.17). No caso de ser possível o deslizamento, o bloco entrará em rotação apenas se $\mu_s > B/H$ em que μ_s representa o coeficiente de atrito estático. Caso contrário, $\mu_s < B/H$, o bloco deslizará.

Com a análise paramétrica da resposta de blocos rígidos a excitações sísmicas, admitindo forças de ancoragem nulas, Aslam *et al.* observaram de uma forma geral que:

- para uma dada relação B/H , a resposta a um dado movimento do solo, dada por $\frac{\theta}{\theta_c}$, diminui com o parâmetro R ;
- para uma dada largura, a rotação e possibilidade de derrubamento aumenta com a altura e, conseqüentemente, diminui com a relação B/H ;
- a estabilidade de um dado bloco rígido aumenta com a diminuição do coeficiente de restituição;
- ao contrário de problemas elásticos lineares, a rotação de blocos rígidos é bastante sensível a pequenas variações;
- a rotação de blocos rígidos é igualmente bastante sensível às condições de fronteira entre a base e o bloco rígido;
- a consideração de forças de ancoragem verticais aumenta a estabilidade de blocos rígidos.

Já mais recentemente Zhu and Soon (1998) apresentaram um estudo cujo objectivo principal consistiu em quantificar o risco de derrubamento de um bloco rígido, para uma determinada geometria e uma determinada excitação sísmica, após este ter iniciado o movimento de rotação. Para caracterização da excitação sísmica os autores consideraram espectros de resposta do movimento na base dos blocos. Os resultados obtidos por estes autores foram apresentados sob a forma de curvas de fragilidade ao derrubamento, isto é, curvas que representam a probabilidade de derrubamento em função das acelerações máximas do solo. Desenvolveram, tal como alguns dos investigadores anteriores, estudos paramétricos por forma a avaliar os efeitos de diversos parâmetros nas curvas de fragilidade. Analisaram a influência da dimensão e forma dos blocos rígidos, das propriedades da interface bloco/base e das componentes horizontal e vertical da aceleração do solo.

Os autores admitiram um bloco rígido assente numa base horizontal sujeita a excitação horizontal e vertical. Consideraram que este bloco pode estar sujeito aos seguintes tipos de movimento, sob a acção sísmica:

- deslizamento
- rotação
- deslizamento/rotação
- elevação

As condições para o início de cada um destes tipos de movimento foi sistematizada graficamente, conforme se mostra na figura 4.17. Para o efeito, admitiram que o nível de excitação vertical é proporcional ao nível de excitação horizontal, isto é, $\ddot{y}_b = k \ddot{x}_b$.

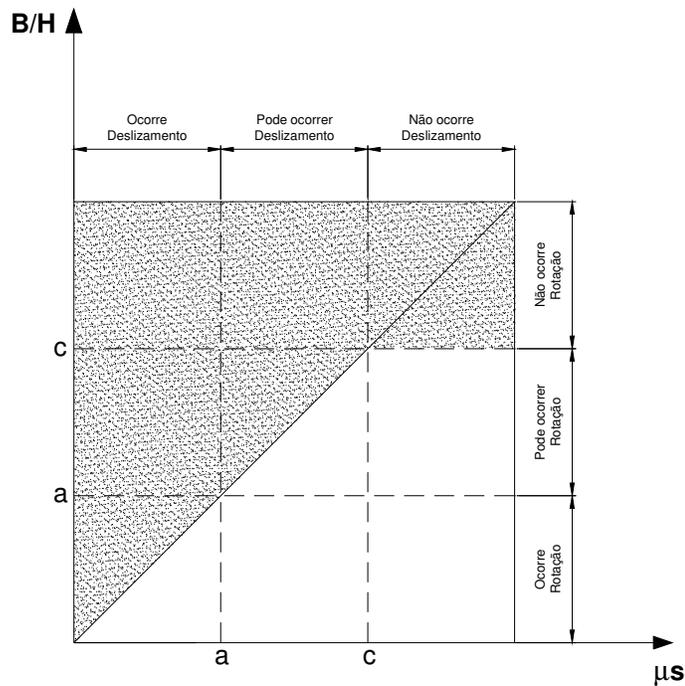


Figura 4.17 – Condições para o início da rotação e/ou deslizamento
(Zhu and Soon, 1998)

Para leitura do gráfico anterior é importante referir que:

μ_s – coeficiente de atrito estático;

B/H – relação base/altura;

$$a = \frac{1}{\frac{g}{|\ddot{x}_b|} + k}, \quad \text{se } \ddot{y}_b > 0;$$

$$c = \frac{1}{\frac{g}{|\ddot{x}_b|} - k}, \quad \text{se } \ddot{y}_b < 0$$

Por exemplo, se $\mu_s > c$, a força de inércia horizontal, $m \ddot{x}_b$, é resistida pela força de atrito, $\mu_s m (g + \ddot{y}_b)$, isto é:

$$m \ddot{x}_b \leq \mu_s m (g + \ddot{y}_b) \quad (4.29)$$

Nestas condições, o deslizamento não ocorrerá.

Para avaliar a vulnerabilidade ao derrubamento de blocos rígidos, Zhu and Soon (1998) deduziram a probabilidade de não ocorrer o derrubamento de blocos rígidos num dado instante t quando submetidos a excitações horizontais e verticais do solo, a qual foi designada por $R(t)$. O modelo de bloco rígido adoptado é igual ao utilizado por Housner e outros investigadores (Figura 4.10). Admitiram que, durante o movimento de rotação, a força de atrito estática é suficientemente grande para prevenir o deslocamento do bloco e que não ocorre elevação do bloco no impacto.

Zhu and Soon (1998) melhoraram o gráfico apresentado anteriormente por forma a ter em consideração a possibilidade de derrubamento, ou seja, consideraram limites de segurança ao derrubamento tal como se pode observar na figura 4.18.

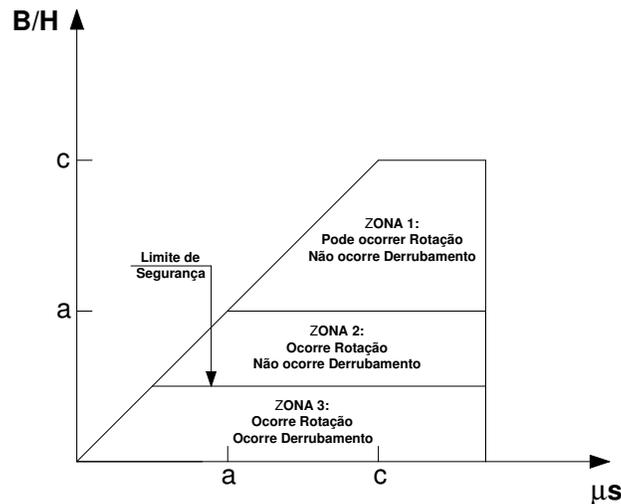


Figura 4.18 – Condições para o início do movimento de blocos tendo em conta a possibilidade de derrubamento (Zhu and Soon, 1998)

Para um determinado critério de segurança (por exemplo, admitir que um bloco rígido é estável ao derrubamento quando a probabilidade de não derrubar for superior a 95%),

um bloco rígido não derrubará durante o movimento de rotação para valores de B/H acima do limite de segurança pré-definido. Caso contrário, ocorrerá o derrubamento.

No seguimento destes procedimentos, foram desenvolvidos estudos numéricos com vista à determinação destes limites de segurança ao derrubamento e da sua sensibilidade a vários parâmetros. Para o estudo paramétrico, Zhu and Soon consideraram excitações de base geradas a partir dos espectros de aceleração definidos em *1994 NEHRP Provisions for Nonstructural Components* (FEMA, 1995), tendo sido analisada a influência dos seguintes parâmetros:

- relação B/H ;
- coeficiente de restituição, e ;
- parâmetro R ;
- componente vertical da excitação.

O aumento da relação B/H conduz a um aumento da estabilidade, ou seja da probabilidade de não derrubamento.

O coeficiente de restituição, que toma valores entre 0 e 1, corresponde ao índice de energia dissipada devido a cada impacto do bloco, em rotação, com a base de suporte. Quando o coeficiente de restituição, por exemplo, apresenta valores próximos de 1, não existe quase nenhuma perda de energia durante o movimento. Neste caso, mesmo quando o nível de excitação da base é baixo, enquanto o ganho é superior à perda de energia, o nível de energia total do bloco aumenta com o tempo. O derrubamento ocorrerá quando este nível atingir o nível de energia crítico. Por outro lado, se o nível de excitação for elevado e o coeficiente de restituição for bastante inferior à unidade, ocorrerá uma elevada dissipação de energia. O nível total de energia de um bloco rígido pode não vir a atingir o nível crítico de energia. Daí que um bloco possa não derrubar mesmo quando submetido a elevados níveis de excitação do solo. Este coeficiente foi determinado a partir da relação apresentada em Housner e Yim *et al*, que se baseia na conservação do momento angular dependendo exclusivamente da relação B/H , Eq. (4.21). A redução do coeficiente de restituição aumenta a probabilidade de não derrubamento do bloco. Pode ser reduzido através do aumento da relação B/H do bloco, de uma adequada concepção das superfícies de contacto ou através de mecanismos de dissipação de energia.

No que respeita ao parâmetro R , tal como Housner concluiu, Zhu and Soon constataram que a estabilidade face ao derrubamento aumenta à medida que R aumenta considerando constante a relação B/H . Quanto à influência da componente vertical da aceleração do solo, verificaram que a estabilidade ao derrubamento é sensível ao nível de excitação vertical.

Do ponto de vista do projecto sísmico e da mitigação do risco sísmico, a intensidade da acção sísmica constitui uma das principais medidas de sensibilidade. Zhu and Soon traçaram então curvas de fragilidade ao derrubamento que consideram a probabilidade de falha (ou fragilidade) como função da aceleração máxima do solo, \ddot{x}_g . A fragilidade, designada por $Q(\ddot{x}_g)$, está relacionada com a função $R(t)$ da seguinte forma:

$$Q(\ddot{x}_g) = 1 - R(t) \quad (4.30)$$

a qual é avaliada no fim da duração da excitação, T_e . Esta função depende não só de \ddot{x}_g e T_e mas também do espectro de resposta utilizado, do coeficiente de atrito, do coeficiente de restituição e da geometria do bloco. A figura 4.19 mostra fragilidade ao derrubamento de um bloco, para diferentes valores de B/H .

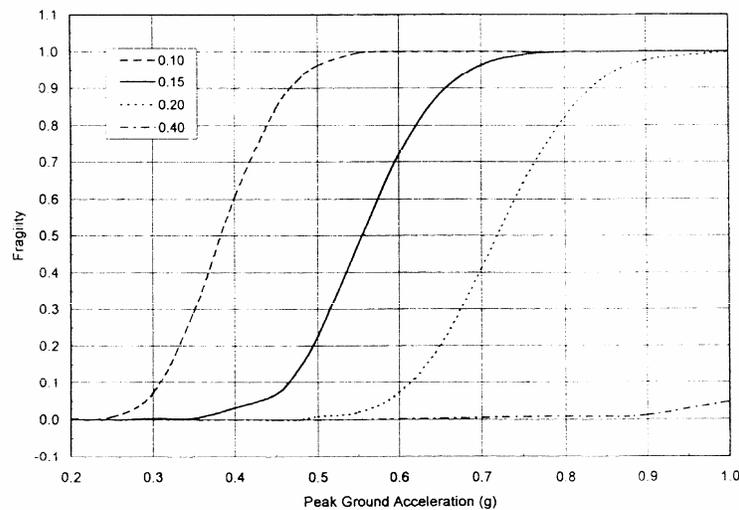


Figura 4.19 - Curvas de fragilidade para blocos rígidos com $B/H = 0.10, 0.15, 0.20, 0.40$; parâmetros: $T_e = 3 \text{ Os}$, $(3g/4R)^{1/2} = 9$, $k = 2/3$, (Zhu and Soon, 1998)

5 ENSINAMENTOS DE SISMOS PASSADOS

À semelhança do que se pensa ser a situação na Europa, em Portugal, até agora, as preocupações com a resistência sísmica no projecto dos equipamentos eléctricos têm sido menos severas do que as de outros países com maior percepção geral da potencial gravidade do problema sísmico, tais como o Chile, Japão e Estados Unidos (Califórnia). Nos países da Europa com os quais Portugal mantém contactos e afinidades, a prática corrente é na maioria dos casos semelhante à portuguesa.

No entanto, em 1980, o LNEC realizou um estudo sobre comportamento sísmico de barramentos a pedido da EDP (LNEC, 1980). Como resultado deste estudo, as ligações flexíveis dos barramentos foram melhoradas e as ligações rígidas foram substituídas por ligações flexíveis. Assim, desde 1980 os barramentos de alta tensão, em Portugal, são projectados para uma aceleração horizontal de pico do solo de $0.18g$ (g – aceleração da gravidade = $9,8\text{m/s}^2$).

Com o objectivo de contribuir para a identificação de pontos críticos da rede eléctrica recolheu-se informação sobre as consequências de sismos anteriores em redes eléctricas de transporte e distribuição de energia, ou seja, quais os danos observados (custos directos) e em alguns casos as repercussões a nível económico e social (custos indirectos). Seleccionaram-se alguns dos sismos mais relevantes deste ponto de vista, em geral sismos recentes. Inclui-se também o sismo de San Fernando (1971), por ser dos primeiros em que foi feita uma observação detalhada dos danos nas redes eléctricas e por permitir comparações úteis com os efeitos do sismo de Northridge que afectou as mesmas instalações das redes eléctricas, dado que os respectivos epicentros estavam próximos.

5.1 Sismo de S. Fernando, Califórnia, Fevereiro de 1971

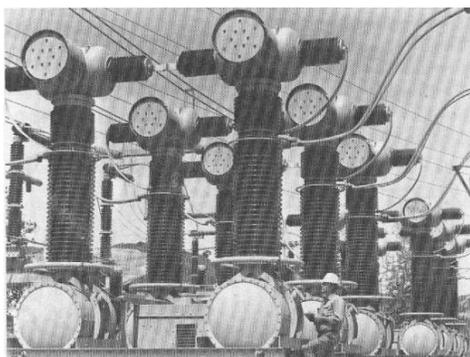
O sismo de San Fernando (1971) teve magnitude 6.7 e epicentro no vale de San Fernando. Afectou uma parte significativa da cidade de Los Angeles. Resumem-se os danos e o impacto nas redes eléctricas da cidade de Los Angeles e da *Southern California Edison Company*, as principais redes afectadas.

O impacto imediato no sistema de produção e fornecimento de energia da cidade de Los Angeles foi o seguinte: interrupção no fornecimento de 700 MW (Megawatts) de energia; perda da ligação a noroeste à rede de alta tensão; interrupção da produção de

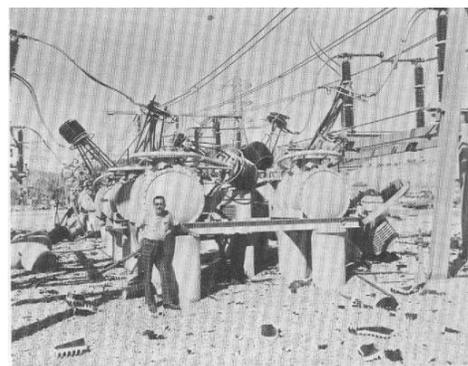
energia em 4 centrais e três barragens; interrupção da rede de transporte (alta tensão) em 10 subestações e em numerosos pontos da rede de distribuição. A interrupção no fornecimento de energia afectou cerca de 636 000 pessoas, tendo o serviço sido restabelecido em 2 dias.

Os danos em linhas eléctricas da rede de transporte foram reduzidos. 49 torres foram ligeiramente afectadas, essencialmente por movimentos relativos do solo entre as suas fundações, sem no entanto afectar o funcionamento das respectivas linhas. As linhas eléctricas da rede de distribuição sofreram danos moderados, em particular nas linhas enterradas.

Os danos principais verificaram-se nas subestações da rede de transporte. Por exemplo, 80% dos equipamentos do posto de seccionamento de Olive ficaram danificados. No posto de seccionamento de Sylmar essa percentagem ascendeu a 90% e na subestação de Sylmar foi de 40%. Após o sismo previa-se que a reparação completa desta subestação iria demorar quase dois anos. Os danos ocorreram em quase todo o tipo de equipamentos. Os transformadores sofreram danos, nomeadamente nos isoladores de travessia, devido a grandes deslocamentos da cuba dos transformadores causados por ancoragem deficiente desta. Em alguns casos as reparações dos transformadores foram demoradas, chegando a atingir 1 mês. Em outros equipamentos houve danos originados pela quase inexistência de folgas em cabos que ligavam equipamentos diferentes e que induziram esforços adicionais em alguns elementos. A Figura 5.1 ilustra os efeitos do sismo num conjunto de disjuntores do posto de seccionamento de Sylmar.



a) antes do sismo



b) depois do sismo

Figura 5.1 – Disjuntores do posto de seccionamento de Sylmar, antes e depois do sismo de S. Fernando (US Department of Commerce, 1973)

Embora estas 3 subestações tenham sido as infraestruturas mais danificadas, houve também danos moderados em 5 subestações da rede de transporte e 4 da rede de distribuição e danos reduzidos em 7 subestações da rede de transporte e 24 da rede de distribuição.

Danos e impacto nas redes eléctricas da Southern California Edison Company: cerca de 254 000 clientes ficaram sem energia imediatamente a seguir ao sismo, mas o fornecimento foi reposto em menos de 1 hora para cerca de 200 000 clientes. A principal causa das faltas de fornecimento de energia mais prolongadas foram as linhas da rede de distribuição cujos cabos arderam e também os danos em 63 transformadores de postos de transformação. Duas linhas cujos postes foram destruídos demoraram três semanas a ser reparadas. Também houve danos em linhas da rede de transporte devido a deslizamentos de terras.

Os equipamentos das subestações da rede de transporte revelaram a sua vulnerabilidade à acção sísmica. Na subestação Vincent houve numerosos danos nos barramentos e nos respectivos isoladores, em seccionadores e pára-raios. Registaram-se também danos no edifício de controle devido à queda de painéis do tecto falso. Na subestação Saugus diversos pára-raios e isoladores partiram-se arrastando outros equipamentos aos quais estavam ligados, danificando-os. O transformador de reserva que se encontrava travado deslizou cerca de 15 cm sobre os carris em que se apoiava.

5.2 Sismo de Northridge, Califórnia, Janeiro de 1994

O sismo ocorreu às 4h 31m da madrugada do dia 17 de Janeiro de 1994 e provocou um apagão que afectou alguns milhões de pessoas. O epicentro localizou-se na zona norte da área servida pelo *Los Angeles Department of Water and Power*. A *Southern California Edison Company*, que serve as zonas em redor de Los Angeles e do centro e sul da Califórnia, com mais de 4 milhões de clientes também foi afectada. A Figura 5.2 ilustra os tempos de reposição do serviço.

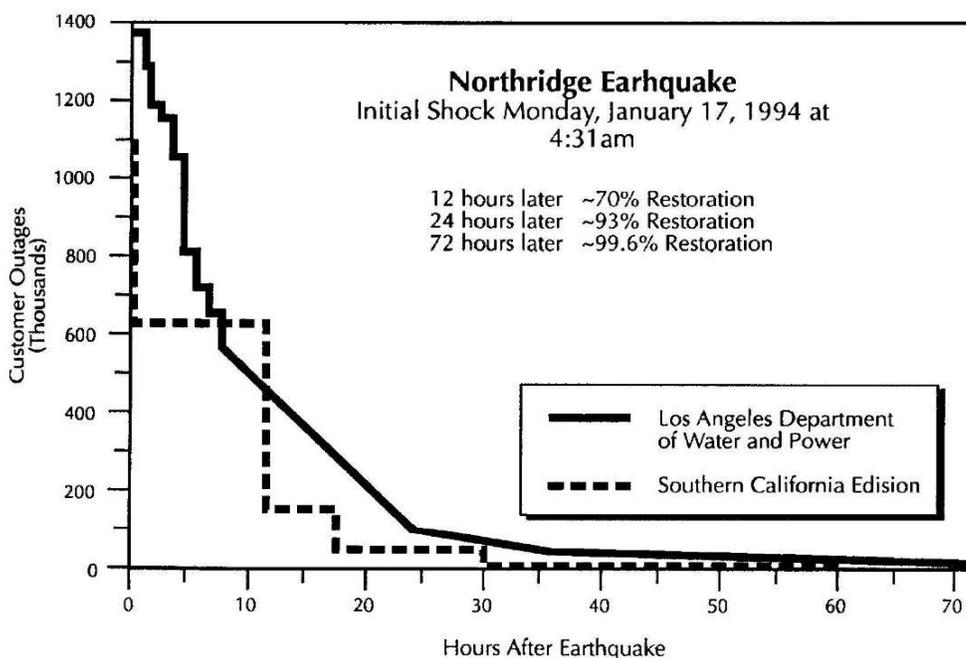


Figura 5.2 – Tempos de reposição do fornecimento de energia depois do sismo de Northridge (Earthquake Spectra, 1995)

O sismo de Northridge (1994) afectou zonas que já haviam sido atingidas 24 anos antes pelo sismo de San Fernando (1971). Grande parte do impacto deste sismo nos sistemas de produção e abastecimento de energia foi devido a danos nas subestações da rede de transporte. Estima-se que as acelerações sentidas nessas instalações foram superiores às ocorridas durante o sismo de San Fernando (1971). No entanto, os danos foram, em geral, significativamente inferiores. Esta melhoria de desempenho foi atribuída às superiores exigências de resistência sísmica dos equipamentos instalados durante o período entre os dois sismos e às medidas de reforço sísmico de equipamentos que já estavam ao serviço.

Nas subestações mais próximas do epicentro registaram-se valores extremamente elevados das acelerações de pico, até 0.9g, ao passo que se estima que no sismo de San Fernando (1971) os valores das acelerações de pico nessa zona tenham variado entre 0.3g e 0.5g.

Numa das subestações mais importantes da zona, a subestação de Sylmar que se situa a 12 km do epicentro, registaram-se as acelerações horizontais do solo mais elevadas, 0.9g. Ocorreram danos em diversos equipamentos: isoladores de travessia, barramentos,

seccionadores e outros equipamentos. Os danos nos isoladores de travessia foram de diversos tipos, como por exemplo fugas de óleo, fractura e queda devido a rotura dos seus pontos de apoio. Muitos equipamentos ficaram danificados devido à interacção com elementos adjacentes que colapsaram. Um transformador soldado à sua base de suporte quebrou a soldadura e deslocou-se 35 cm, danificando um dos isoladores de travessia. Os disjuntores que se haviam danificado durante o sismo de San Fernando (1971) (ver Figura 5.1) foram substituídos por disjuntores de outro tipo que se mostram na Figura 5.3.

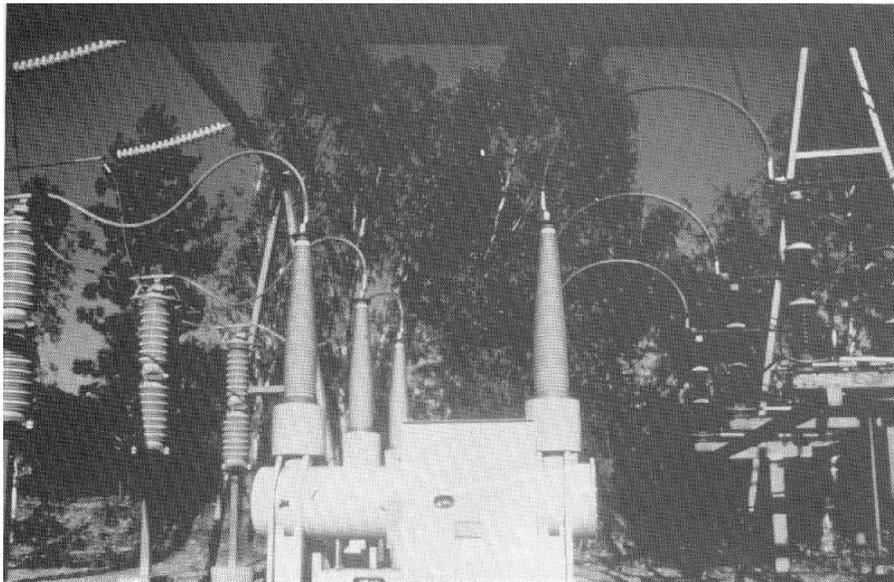


Figura 5.3 – Fotografia dos disjuntores da subestação de Sylmar depois do sismo de Northridge (Earthquake Spectra, 1995)

Nestes disjuntores o interruptor de corrente situa-se no tanque inferior debaixo dos isoladores de travessia, o que resulta numa configuração muito mais favorável do ponto de vista de comportamento sísmico. Todos sobreviveram sem danos ao sismo de Northridge. Os disjuntores danificados durante o sismo de San Fernando (1971) eram de outro tipo, tinham o interruptor de corrente e o depósito de óleo no topo sobre o isolador de travessia, ou seja, uma configuração muito mais sensível à acção sísmica.

Diversas outras subestações sofreram danos em diversos equipamentos. Deve no entanto realçar-se que os níveis de acelerações do solo registados foram extremamente elevados. O quadro 5.1 mostra alguns valores.

Quadro 5.1– Acelerações máximas registadas em subestações durante o sismo de Northridge

Subestação	Distância ao Epicentro	Aceleração de Pico Horizontal	Aceleração de Pico Vertical
Rinaldi	10 km	0.84g	0.85g
Pardee	24 km	0.57g	0.39g
Vincent	48 km	0.15g	0.13g

Em todas estas subestações houve danos, embora inferiores aos registados durante o sismo de San Fernando (1971) que se pensa produziu acelerações inferiores.

Em diversos casos, equipamentos que por si só teriam tido capacidade para suportar os efeitos do sismo ficaram danificados devido à interacção com outros equipamentos. Casos destes foram particularmente evidentes na subestação Vincent, em que diversos seccionadores colapsaram, e na queda agiram sobre outros equipamentos adjacentes, como disjuntores, transformadores de corrente e isoladores de barramentos, danificando-os.

Nas linhas da rede de transporte de energia, além de alguns danos em torres, houve também dois casos de colapso completo de torres de suporte de linhas aéreas. Em todos os casos, a causa esteve associada a movimentos de terras relativos entre fundações da mesma torre. De qualquer forma, o número de casos foi relativamente reduzido, confirmando que as linhas aéreas de transporte não são muito susceptíveis às acções sísmicas.

Quase não houve danos no equipamento dos edifícios de controle das subestações, o que foi atribuído ao facto de estes equipamentos estarem bem ancorados ao respectivo chão ou fundação.

Ao nível da rede de distribuição registaram-se danos em 85 PT's aéreos cujos transformadores caíram dos respectivos apoios. Em 64 destes casos houve rotura das consolas de apoio dos transformadores. Em diversos PT's aéreos, as ligações dos transformadores aos postes de apoio haviam sido melhoradas após o sismo de San Fernando. Nenhum destes transformadores sofreu danos. Não houve casos de incêndios em linhas subterrâneas, o que foi atribuído ao facto de a energia ter sido cortada

imediatamente no início do sismo e por isso não estarem em carga, o que as tornou menos susceptíveis de serem danificadas.

Apesar das altíssimas acelerações registadas, a Figura 5.2 mostra que o fornecimento de energia foi restabelecido bastante rapidamente, o que deve ser atribuído ao bom desempenho sísmico dos principais equipamentos que haviam sido projectados ou reforçados para resistir aos efeitos de acções sísmicas, ao nível de redundância existente nas redes e aos esforços das equipas de reparação. Os elementos mais críticos das redes eléctricas, na medida em que condicionam o tempo de reparação e consequentemente da interrupção no abastecimento de energia, são os isoladores de travessia dos grandes transformadores de potência. Os danos nestes elementos ficaram frequentemente a dever-se aos grandes deslocamentos dos respectivos transformadores devido a insuficiências do sistema de ancoragem à base.

5.3 Sismo de Kocaeli, Turquia, 1999

O sismo de Kocaeli (1999) ocorreu às 3h 02m da noite de 17 de Agosto de 1999 e estima-se que tenha tido uma magnitude de 7.4 na escala de Richter. O epicentro localizou-se a 80 km a este de Istambul e causou um apagão à escala de toda a Turquia devido aos danos provocados nas subestações da rede de transporte e nos centros de produção de energia. O sismo também provocou danos significativos nas redes de distribuição de energia em sete províncias turcas, responsáveis pelo consumo de 40% de energia na Turquia. No entanto, o nível de danos nas subestações da rede de distribuição foi, em geral, inferior ao das subestações da rede de transporte.

Os danos na rede de transporte de energia consistiram essencialmente em danos nos transformadores, outros equipamentos eléctricos e edifícios de controle em nove subestações. Nenhuma torre das linhas aéreas de transporte colapsou. No entanto, uma torre na base da qual houve movimentos relativos entre as sapatas de fundação acabou por ficar apoiada apenas em três dos quatro apoios. Mesmo assim continuou a suportar a linha, que permaneceu em serviço apesar da posição periclitante da torre.

Descrevem-se de seguida os danos na subestação de Adapazari, uma das principais subestações afectadas. Parte da subestação encontra-se numa zona escavada e outra parte em aterro. Os danos nos equipamentos situados na zona aterrada foram superiores aos dos equipamentos situados na zona escavada. Por exemplo, seis disjuntores de

380 kV situados na zona aterrada ficaram danificados, ao passo que os disjuntores localizados na zona escavada continuaram operacionais. Quatro transformadores deslocaram-se sobre os carris nos quais se apoiavam (dois deles cerca de 30 cm). Como consequência, danificaram-se os isoladores de travessia e os tubos de ligação aos tanques de óleo respectivos. Diversos outros equipamentos como isoladores, seccionadores e equipamento de controle ficaram danificados. As prateleiras de baterias derrubaram pois não estavam ancoradas ao chão e houve danos internos em equipamento informático. O edifício de controle da subestação também ficou danificado. Embora a reparação desta subestação se previsse demorada, não afectou significativamente o tempo de reposição do funcionamento da rede devido ao by-pass que lhe foi feito.

Em diversas outras subestações registaram-se danos significativos em equipamento eléctrico, sendo de realçar que em diversas subestações os transformadores moveram-se sobre os carris. Num dos casos, na subestação de Kosekoy, o transformador de reserva chegou ao fim dos carris. Problemas deste género ocorreram também em instalações eléctricas pertencentes a empresas. Por exemplo, na fábrica de papel Seka o transformador ficou danificado devido ao seu movimento excessivo, (ver Figura 5.4) deixando a fábrica paralisada por falta de energia durante a sua reparação, que demorou 2 meses. A Figura 5.5 mostra o estado em que ficou um transformador da fábrica EnerjiSA depois de se deslocar até ao fim dos carris.

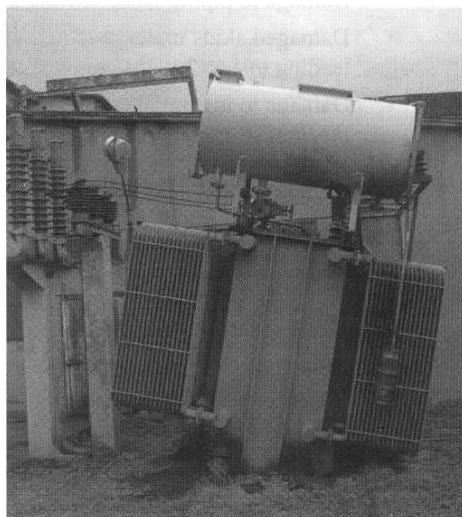


Figura 5.4 – Transformador da fábrica de papel Seka após o sismo (Earthquake Spectra, 2000)



Figura 5.5 – Transformador da fábrica EnerjiSA após o sismo (Earthquake Spectra, 2000)

No entanto, os danos nas instalações eléctricas privadas não se limitaram aos transformadores. Outros tipos de equipamentos também ficaram danificados. A Figura 5.6 mostra um exemplo, os armários do equipamento de controle na fábrica Toprak Sagliks.

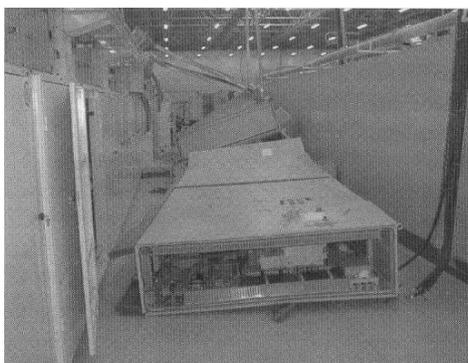


Figura 5.6 – Armários de equipamento eléctrico derrubados na fábrica Toprak Sagliks (Earthquake Spectra, 2000)

Os danos na rede de distribuição, apesar de menos significativos na maioria dos casos, não deixam de ser relevantes. Diversas linhas aéreas foram danificadas por edifícios que colapsaram sobre as próprias linhas. Diversos PT's aéreos colapsaram devido a deficiente ligação dos transformadores aos postes ou por rotura dos próprios postes. Alguns cabos enterrados foram danificados devido a rotura do solo ou de fundações de edifícios. Outros foram danificados após o sismo durante as operações de socorro e de remoção de destroços de edifícios colapsados. Na reposição do fornecimento de energia houve o cuidado de desligar previamente as linhas que serviam estruturas danificadas.

Na cidade de Adapazari, uma das mais atingidas, 172 dos 240 transformadores existentes ficaram danificados. De 500 km de linhas subterrâneas, 100 km ficaram muito danificados. No entanto, esta elevada percentagem de linhas subterrâneas danificadas pode ter ficado a dever-se, em parte, à liquefacção de solos que ocorreu em grande parte da cidade. Muitas roturas ocorreram também na entrada dos cabos em estruturas mais rígidas de edifícios ou PT's, por exemplo. De qualquer forma, não será de esperar um nível de danos tão elevado em zonas em que não ocorra liquefacção generalizada.

O fornecimento de energia foi parcialmente restabelecido ao fim de 3 dias, tendo sido quase totalmente repostos ao fim de 12 dias. Tendo em conta a extensão dos danos, pode considerar-se que o restabelecimento do fornecimento de energia foi extremamente rápido. Vários factores contribuíram para isso:

- a possibilidade de fazer by-pass às principais subestações da rede de transporte, restabelecendo o fornecimento de energia enquanto os trabalhos de reparação prosseguiam;
- a existência em stock de equipamentos adquiridos recentemente para construção de novas instalações;
- e a eficiência e organização das equipas de reparação, que incluíram não só pessoal das companhias eléctricas, mobilizados de todo o país, como também dos próprios fabricantes dos equipamentos a reparar ou substituir.

No entanto, a falta de energia, devido quer ao facto das redes eléctricas estarem inoperacionais quer à falta de geradores de emergência, prejudicou severamente a eficiência da actividade da protecção civil nos dias a seguir ao sismo.

Estima-se que os danos directos nas redes eléctricas associados a reparações e substituição de equipamentos danificados, não incluindo perdas de receitas e danos indirectos na economia do país, tenham sido de cerca de 75 milhões de euros (15 milhões de contos).

5.4 Sismo de Loma Prieta, Califórnia, 1988

O sismo de Loma Prieta (1988), de 17 de Outubro de 1988, foi um sismo de magnitude 7.1 e o seu epicentro localizou-se nas montanhas de Santa Cruz. Os efeitos do sismo

fizeram-se sentir nas centrais de produção de energia e nas redes eléctricas da zona afectada, que ficou sem energia por períodos que variaram de 2 a 4 dias.

Houve danos significativos nas seguintes subestações da rede de transporte: Metcalf, Moss Landing e San Mateo. As subestações de Monte Vista e Newark sofreram danos menores. Os principais danos ocorreram nos disjuntores, isoladores de travessia e radiadores de transformadores de potência, transformadores de corrente, seccionadores e barramentos. Grande parte dos danos foram atribuídos a efeitos de interacção entre equipamentos. Na subestação Monte Vista ocorreram danos internos num transformador 230kV/60kV.

Os danos na rede de distribuição foram pouco significativos. Alguns transformadores de PT's aéreos caíram dos respectivos postes de apoio. No total, cerca de 75 transformadores em PT's e subestações do sistema de distribuição ficaram danificados. Alguns postes de linhas aéreas colapsaram devido a movimentos de terras nas montanhas de Santa Cruz. Houve também alguns danos em condutas enterradas que albergavam cabos de baixa tensão.

5.5 Sismo de Chi-Chi, Taiwan, 1999

Este sismo de magnitude 7.6 ocorreu perto da vila de Chi-Chi no centro de Taiwan à 1h 47m da madrugada do dia 21 de Setembro de 1999 (Chi-Chi, 1999). As fontes de produção de energia quase não foram afectadas e as subestações apenas sofreram danos ligeiros, o que foi atribuído à grande robustez do equipamento utilizado, ou seja, à sua grande resistência à acção sísmica. As maiores consequências do sismo ocorreram nas linhas de alta tensão da rede de transporte e deveram-se a movimentos de terras que afectaram as fundações das torres de suporte das linhas. A Figura 5.7 mostra um exemplo, em que ocorreu um deslocamento vertical relativo de 2 m entre extremos da sapata de fundação de uma torre de suporte de uma linha de alta tensão.



Figura 5.7 – Danos numa torre de alta tensão devido a deformações do solo (Earthquake Spectra, 2001)

Um aspecto relevante deste sismo foi a duração dos cortes de energia. 24 horas depois do sismo, a maior parte do norte de Taiwan continuava sem electricidade e mesmo depois da reposição do abastecimento de energia os apagões continuaram durante três semanas. Os danos na rede eléctrica tiveram consequências indirectas muito significativas devido ao corte no fornecimento de energia a outros sectores de actividade. Um dos sectores que mais sofreu foi o das telecomunicações, dado que a maior parte dos sistemas de apoio apenas tinha autonomia energética para três horas. O caos nas telecomunicações por sua vez teve consequências bastante negativas nos trabalhos da protecção civil. A falta de energia também levou à paralisação de diversas fábricas de semi-condutores que, por sua vez, afectou a actividade de muitas empresas de fabrico de equipamento electrónico em todo o mundo, conduzindo à queda do valor das acções de muitas empresas em bolsas dos Estados Unidos.

5.6 Conclusões

A experiência dos danos em redes eléctricas durante sismos já ocorridos em diversas regiões do mundo permite concluir o seguinte:

- em geral, as subestações, em particular as da rede de transporte, são bastante sensíveis à acção sísmica;
- as linhas eléctricas, quer aéreas quer subterrâneas, são pouco sensíveis à acção sísmica, excepto nos casos em que existem grandes deformações do solo, escorregamentos de encostas ou liquefacção. Também se observaram danos em linhas eléctricas devido à queda de edifícios vizinhos, em zonas urbanas;

- os equipamentos eléctricos cujo projecto, fabrico e instalação obedece a exigências de resistência sísmica mostraram ter desempenhos muito superiores aos de equipamentos aos quais essas exigências não se aplicaram. A comparação entre os danos causados pelos sismos de San Fernando (1971) e Northridge (1994) nas zonas afectadas por ambos é bastante elucidativa a este respeito. No sismo de Northridge (1994) registaram-se acelerações do solo superiores e menos danos nas subestações, pois os equipamentos instalados depois do sismo de San Fernando (1971) haviam sido projectados com níveis de exigência superior e alguns dos equipamentos existentes foram reforçados para resistir melhor a acções sísmicas;
- de uma forma geral, observaram-se danos nas ligações de vários equipamentos devido à falta ou mesmo inexistência de folgas para acomodação de deslocamentos relativos. É o caso por exemplo de transformadores eléctricos, barramentos, disjuntores, seccionadores, entre outros;
- diversos equipamentos e isoladores caíram devido às deficientes condições de apoio;
- os elementos mais críticos das redes eléctricas, na medida em que condicionam o tempo de reparação e consequentemente da interrupção no abastecimento de energia, são os isoladores de travessia dos grandes transformadores de potência. Os danos nestes elementos ficaram frequentemente a dever-se aos grandes deslocamentos dos respectivos transformadores devido a insuficiências do sistema de ancoragem à base. Salvo raras excepções, os transformadores que não sofreram danos externos também não sofreram danos internos;
- os danos indirectos, na economia das zonas afectadas, devido à interrupção no fornecimento de energia, podem ser significativos, em particular em países mais desenvolvidos.

6. ANÁLISE QUALITATIVA DA VULNERABILIDADE

A análise da bibliografia e dos danos observados em redes eléctricas devido a sismos ocorridos no passado em outros pontos do globo mostram que os equipamentos das subestações e postos de transformação são mais vulneráveis às acções sísmicas do que as linhas eléctricas, tanto aéreas como subterrâneas. No caso das linhas aéreas os danos observados estavam associados a fenómenos de rotura de solos, como deslizamento de terras, liquefacção ou deformações concentradas sob a própria fundação das torres de suporte das linhas, ou então a causas exteriores como o desabamento de edifícios sobre as próprias linhas. As linhas subterrâneas em geral só são afectadas se estiverem implantadas em solos onde ocorrem grandes deformações: é por exemplo o caso se ocorrer liquefacção ou grande concentração de deformações, por exemplo associadas à transição entre extractos de rigidez bastante diferenciada. No caso das subestações os sismos afectam quase todo o tipo de equipamentos aí existentes. A comparação entre os danos causados durante os sismos de San Fernando (1971) e Northridge (1994), que afectaram as mesmas zonas, mostra que os danos causados dependem muito fortemente dos critérios de projecto e instalação dos equipamentos, ou seja, da sua resistência aos sismos.

O parâmetro que melhor quantifica os danos na rede eléctrica é o tempo de interrupção do serviço e não o custo de reparação ou substituição dos equipamentos danificados. Isto deriva do facto de que os custos indirectos para a economia do país que a interrupção do abastecimento de energia provoca são em geral muito superiores aos custos directos de reparação dos equipamentos avariados. A grande dimensão dos custos indirectos deve-se à interrupção das actividades económicas, de serviços essenciais e da Administração Pública, pois hoje em dia quase nada funciona sem energia. Como não é viável uma análise detalhada da vulnerabilidade dos vários tipos de equipamentos que constituem as redes eléctricas optou-se por analisar com mais detalhe apenas aqueles cujos danos são mais susceptíveis de condicionar o tempo de reposição de serviço.

6.1 Transformadores de subestações

Os equipamentos com (i) maior potencial para serem danificados devido à ocorrência de sismos, e (ii) cujo tempo de reparação/substituição pode ser mais prolongado são os transformadores de potência das subestações, que devido à sua grande massa são

bastante susceptíveis às acelerações que os sismos lhes podem transmitir. Além do mais não se podem fazer by-passes a transformadores, ou seja, minorar o tempo de interrupção no abastecimento de energia com soluções provisórias. Assim estes serão os equipamentos cuja vulnerabilidade se justifica analisar com mais detalhe. As funções de vulnerabilidade dos transformadores da REN foram avaliadas por inspecção directa, tendo-se visitado todas as subestações. As subestações da EDP no Algarve são em número excessivo para serem todas visitadas, pelo que as funções de vulnerabilidade dos respectivos transformadores foram obtidas por amostragem de um número significativo de transformadores de subestação que se visitaram, tendo-se admitido que todos os transformadores tinham vulnerabilidade semelhante à da média da amostragem.

A vulnerabilidade dos transformadores pode analisar-se considerando os diferentes modos de danificação dos transformadores, que são:

1. Movimento de translação excessiva sobre os carris conduzindo a danos nos isoladores de travessia.
2. Rotação do transformador em torno de uma das arestas da base conduzindo a danos nos isoladores de travessia devido aos deslocamentos no topo e/ou danos internos devidos ao impacto durante as oscilações.
3. Rotura dos rodados e queda do transformador conduzindo a danos nos isoladores de travessia e/ou danos internos no impacto.
4. Danos nos isoladores de travessia devido a resistência insuficiente destes para suportar as acelerações induzidas pelo sismo.
5. Danos internos no corpo do transformador devido às acelerações induzidas pelo sismo.
6. Danos no conservador ou no sistema de refrigeração.

O modo de danificação que condiciona a vulnerabilidade sísmica dos transformadores, todos eles não ancorados à fundação, era essencialmente a translação excessiva, podendo eventualmente em alguns casos a rotação dos transformadores ser condicionante. A figura 6.1 mostra um transformador não ancorado à fundação.



Figura 6.1 – Transformador não ancorado à fundação na subestação de Estoi

No entanto as visitas às subestações da REN no Algarve permitiram observar que os transformadores montados nos anos mais recentes se encontram ancorados às fundações, pelo que a sua vulnerabilidade passa a depender do sistema de ancoragem. A figura 6.2 mostra um destes transformadores, na subestação de Portimão. É visível a ausência de rodados, eliminando assim um possível ponto fraco do sistema de apoio, e que corresponde ao 3º modo de danificação nos transformadores não ancorados.



Figura 6.2 – Transformador ancorado à fundação na subestação de Portimão.

No caso das subestações da EDP nenhum dos transformadores observados nas subestações visitadas, 8 num total de 22, se encontram ancorados à fundação. Assim analisa-se essencialmente o modo de danos condicionante para a generalidade dos transformadores não ancorados, a rotura das ligações a outros equipamentos devida a deslocamentos horizontais excessivos. Em todos os casos consideraram-se funções lognormais para as funções de vulnerabilidade, definidas pela média e desvio padrão. O input é definido em termos da PGA (aceleração horizontal máxima do solo devido ao sismo) e da distância ao epicentro. Este segundo parâmetro destina-se a ter em conta de forma aproximada o conteúdo de frequências do sismo. O output é a probabilidade de o equipamento estar avariado durante as operações de busca e salvamento da Protecção Civil nos dias a seguir ao sismo.

6.2 Outros equipamentos em subestações

Nas subestações existem diversos outros tipos de equipamentos que podem também ser susceptíveis de sofrer danos significativos: barramentos, disjuntores, seccionadores, aparelhos de medição, equipamento de controle, fontes auxiliares de energia, etc.. De

entre estes equipamentos constatou-se que se justificava fazer uma distinção entre as funções de vulnerabilidade dos barramentos e dos restantes equipamentos, pois a partir de 1980 os barramentos das subestações da rede de transporte da REN foram dimensionados para resistir a sismos, o que não acontecia anteriormente.

As funções de vulnerabilidade dos barramentos e dos restantes equipamentos das subestações são funções lognormais cujo input é a PGA e cujo output é a probabilidade de o equipamento estar danificado. Os barramentos das subestações da REN foram divididos em dois grupos, os construídos antes de 1980, correspondentes à subestação de Tunes, e os construídos depois dessa data, que são os das subestações de Estói e Portimão. Os restantes equipamentos constituem uma única unidade, cuja vulnerabilidade é definida da mesma forma.

6.3 Postos de transformação

Os postos de transformação (PT's) têm funções equivalentes às das subestações mas transformam a tensão de 15kV para os 400V em que a energia chega à generalidade dos consumidores finais e podem dividir-se em dois grupos: os que estão no solo, em edifício próprio ou em outro tipo de edifício, e os PT's aéreos, em que os transformadores são suportados acima do solo por postes próprios.

Como nos PT's no solo os equipamentos de controle, medida e protecção são em geral leves, a vulnerabilidade dos PT's depende essencialmente dos transformadores. Assim para os PT's no solo considera-se que a vulnerabilidade do PT é a vulnerabilidade do transformador. A vulnerabilidade dos PT's aéreos depende do sistema fundação-poste-transformador, incluindo o sistema de ligação deste ao poste. Dadas as diferenças entre PT's aéreos e no solo consideram-se funções de vulnerabilidades numericamente distintas para ambos os tipos de PT's. Em ambos os casos a vulnerabilidade exprime-se através de funções lognormais cujas medianas são função da PGA, e no caso dos PT's no solo são também função da distância ao epicentro para ter em conta o conteúdo de frequências do movimento sísmico. No caso dos PT's aéreos, embora o comportamento dinâmico do sistema fundação-poste-transformador seja sensível ao conteúdo de frequências da acção sísmica, como seria difícil quantificar este efeito com um mínimo de rigor sem conhecimento do projecto dos postes e fundações, não se teve em conta o efeito deste parâmetro no cálculo das medianas das funções de vulnerabilidade.

Em ambos os tipos de PT, no solo e aéreos, começaram recentemente a ser introduzidos novos sistemas de fixação dos transformadores, com vista a melhorar a sua resistência sísmica. De acordo com informações verbais obtidas junto dos técnicos e engenheiros da EDP durante as visitas pensa-se que este processo se iniciou em 2006. No caso do PT's no solo o novo sistema de fixação consiste num conjunto de 4 esticadores, presos ao corpo dos transformadores junto aos cantos inferiores de forma a imobilizá-los se forem submetidos a movimentos sísmicos intensos. A figura 6.3 mostra um desses transformadores, no PT ABF 570 no concelho de Albufeira.



Figura 6.3 - Transformador do PT ABF 570 com movimentos impedidos por esticadores

Nestes casos a vulnerabilidade do transformador passa a ser controlada pelo sistema de fixação.

Nos PT's aéreos a possibilidade de queda dos transformadores passa a estar restringida fixando os transformadores à estrutura de suporte, rigidamente ligada ao poste. As rodas

do transformador são removidas e este é fixado à estrutura de suporte por 4 parafusos, como se pode ver na figura 6.4.

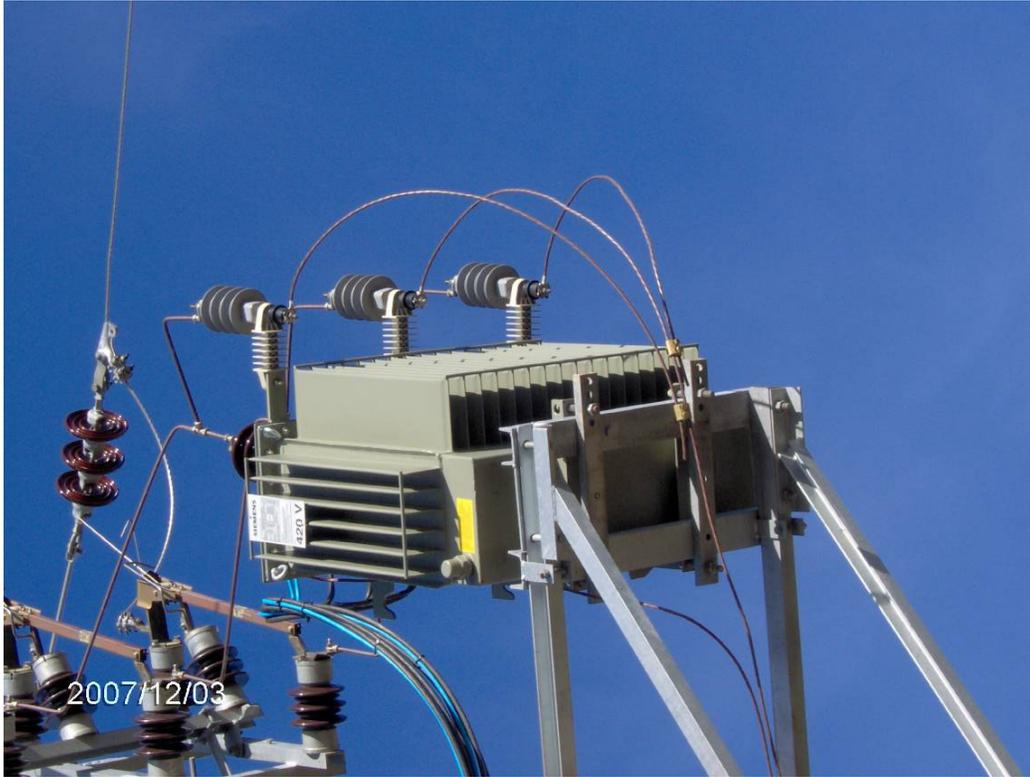


Figura 6.4 - PT aéreo com transformador ligado à estrutura de suporte

A melhoria da fixação impede um dos possíveis modos de rotura em PT's aéreos, a queda do transformador no caso dos transformadores poisados na estrutura de suporte, ou no caso dos transformadores presos por ganchos a oscilação e choque entre transformador e o poste. No entanto esta melhoria não altera os outros mecanismos de rotura possíveis, por rotação da fundação ou por rotura do próprio poste. Apurou-se verbalmente com os engenheiros da EDP durante as reuniões e visitas, que os projectos dos postes e das fundações seguem um projecto tipo da Direcção Geral de Energia. Contactou-se informalmente a Direcção Geral de Energia, que informou que a acção sísmica não era tida em conta no dimensionamento dos postes e das respectivas fundações. Se se assemelhar o mecanismo de resistência sísmica dos PT's aéreos a uma corrente traccionada com três elos que podem originar a rotura, a fundação, o poste e ligação transformador-poste então a melhoria da fixação é equivalente ao reforço de um dos elos. Assim esta melhoria só aumenta a resistência

sísmica do sistema se o elo reforçado for o mais fraco, caso contrário a resistência sísmica e portanto a vulnerabilidade mantém-se inalteradas. Como não se conhece a resistência dos diferentes elos, não é possível avaliar a eficácia da melhoria das ligações. Nestas condições não se altera a função de vulnerabilidade destes PT's aéreos, relativamente à definida para os restantes PT's aéreos.

6.4 Linhas aéreas e subterrâneas

As linhas, tanto aéreas como subterrâneas são os elementos de menor vulnerabilidade sísmica das redes eléctricas. As linhas de alta tensão (AT -60kV) da rede de distribuição e as linhas de muito alta tensão (MAT – 150, 220 e 400kV, sendo que as actualmente existentes no Algarve são todas de 150kV) são linhas aéreas, e as suas funções de vulnerabilidade são lognormais, expressas em função da PGA em cada local. Admite-se que nos troços localizados em zonas onde ocorrem deslizamentos de terras ou liquefacção, delimitados pelo que se designa por polígonos solo-freguesia-deslizamento, as linhas ficarão danificadas.

As linhas de média e baixa tensão, 15kV e 400V respectivamente, são em geral enterradas nas zonas urbanas e aéreas nas zonas rurais. As linhas enterradas não são sensíveis ao efeito de acelerações horizontais no solo, pois movem-se em conjunto com o próprio solo. No entanto por esta razão são sensíveis a deformações no solo envolvente, pelo que a sua vulnerabilidade será expressa em função do deslocamento permanente do solo (PGD), que em outros módulos do simulador se calcula em função da ocorrência de liquefacção ou de deslizamentos de terras. Os danos são expressos em nº de reparações por quilómetro. Considera-se que as linhas aéreas ficarão danificadas nos atravessamentos de polígonos solo-freguesia-deslizamento em que ocorram deslizamentos de terras ou liquefacção.

6.5 Efeitos de tsunamis

O tsunami pode afectar os diversos componentes da rede de diferentes formas: pela força exercida pela onda, função da velocidade e altura da onda e da superfície do objecto atingido na perpendicular à onda, ou por a água submergir componentes de subestações e PT's danificando-os, podendo os danos serem influenciados por os equipamentos se encontrarem em tensão ou não. Por exemplo no caso de linhas aéreas

em tensão, além de danos devidos a efeitos mecânicos sobre os suportes pode haver danos eléctricos antes do plano de água atingir directamente os próprios cabos. Admite-se no âmbito deste estudo que a velocidade da onda não será suficiente para provocar danos mecânicos directos em elementos de subestações ou PT's, como por exemplo empurrar os transformadores ou partir outros equipamentos ou ligações entre eles. Aliás devem ser poucas as subestações em zonas inundáveis e os PT's mais próximos da costa estão em geral em zonas urbanas, no solo, e protegidos do impacto das ondas pelos edifícios que os albergam. Admitindo que se ocorrer um sismo intenso a rede eléctrica desligará automaticamente é também provável que a rede esteja desligada quando a água atingir os equipamentos. No entanto parte dos equipamentos de subestações ou PT's que ficarem total ou parcialmente submersos poderão ficar danificados. Assim admite-se que se o nível da água atingir cotas ligeiramente acima das cotas do terreno, cerca de 1 metro haverá equipamentos que sofrerão avarias que impossibilitarão o seu funcionamento nos dias a seguir ao sismo quando decorrem as principais operações da Protecção Civil. No caso das subestações e PT's, incluindo PT's aéreos, há sempre equipamento de comando ou fontes de energia, que estão nessas situações. No que diz respeito às linhas aéreas é difícil avaliar de forma expedita o potencial para o impacto da onda afectar a estabilidade estrutural dos elementos de suporte. No entanto já é mais razoável assumir que a força das ondas, mesmo que seja insuficiente para provocar o colapso dos elementos de suporte, torres e postes, será suficiente para romper os cabos se os atingir. Presume-se também que as linhas subterrâneas não serão afectadas. Assim, e de acordo com informação prestada por engenheiros da EDP e da REN sobre as distâncias mínimas das linhas ao solo presume-se que todos os elementos georreferenciados das redes eléctricas ficarão inoperacionais se a cota de inundaçāo exceder as cotas do solo na zona onde estão implantadas das seguintes distâncias:

Subestações e PT's: 1m

Linhas aéreas de BT: 6m

Linhas aéreas de MT e AT: 8m

Linhas MAT: 10m

Para as linhas aéreas que não estão georreferenciadas no simulador os efeitos dos tsunamis são contabilizados em termos de áreas em que essas linhas sofrerão danos e a sua operacionalidade será afectada. No entanto dado que devido à topografia em vários

troços as distâncias das linhas ao solo serão superiores aos valores referidos, nem todos os troços nas áreas abrangidas serão danificados.

6.6 Edifícios de controle e gestão da rede

A REN não tem edifícios administrativos ou que alberguem serviços importantes no Algarve. A rede da REN é gerida a nível nacional a partir do Despacho de Sacavém. Se este for destruído durante um sismo todo o serviço pode ser transferido para Vermoin, ao norte do Porto, onde existem os back-ups necessários.

Os edifícios mais importantes para o funcionamento e gestão da rede de distribuição da EDP no Algarve são o Centro de Condução de Loulé e o edifício de back-up no Centro de Condução de Setúbal, de onde a rede pode ser gerida em caso de colapso do primeiro. Os restantes edifícios da EDP albergam serviços técnicos e administrativos não indispensáveis ao funcionamento da rede. Assim não havendo no Algarve edifícios cujo colapso afecte severamente o funcionamento das redes eléctricas, apenas as linhas, subestações e PT's serão incluídas no simulador.

7 DEFINIÇÃO QUANTITATIVA DAS FUNÇÕES DE VULNERABILIDADE

7.1 Introdução

Este capítulo refere-se à forma como foi feita a definição quantitativa das funções de vulnerabilidade. O cálculo analítico detalhado das funções de vulnerabilidade, baseado nas características mecânicas dos diversos equipamentos das redes eléctricas, estava fora do âmbito deste estudo. Assim os parâmetros que caracterizam as funções de vulnerabilidade dos equipamentos mais vulneráveis das redes eléctricas, os equipamentos das subestações e PT's, foram calculados (i) na sequência de inspecções a esses equipamentos, (ii) fazendo uso das funções de vulnerabilidade do HAZUS 99 e/ou (iii) calculando analiticamente as funções de vulnerabilidade a partir das características mecânicas dos equipamentos e dos seus sistemas de fixação. No caso das linhas eléctricas, que são em geral elementos menos vulneráveis adoptaram-se os procedimentos do HAZUS 99.

7.2 Transformadores de potência

Dentre estes equipamentos os mais importantes são os grandes transformadores de potência das subestações da REN, que pela sua potência servem largo número de clientes da rede eléctrica e pelo seu peso e dimensões são mais morosos de transportar, reparar, instalar ou fabricar.

7.2.1 Transformadores de potência em subestações da REN

7.2.1.1 Transformadores não ancorados

O modo que condiciona a vulnerabilidade sísmica dos transformadores não ancorados é essencialmente o modo de translação que danifica os transformadores devido aos deslocamentos excessivos relativamente a equipamentos adjacentes, conduzindo à rotura das respectivas ligações. As resistências à rotação são sempre superiores ou próximas das resistências ao modo de translação ou rotura dos rodados, pelo que não condicionam a vulnerabilidade de nenhum transformador. Assim admite-se que a vulnerabilidade sísmica dos transformadores não ancorados é condicionada pelo modo de translação.

Dado que a REN possui três subestações no Algarve, Tunes, Estoi e Portimão era viável visitá-las todas, o que se concretizou. As observações efectuadas mostraram que os transformadores não ancorados tinham todas as rodas travadas para ambos os sentidos do movimento. O início do movimento dos transformadores ocorre quando a aceleração horizontal do solo excedesse $\mu_e xg$, sendo μ_e o coeficiente de atrito estático ponderado tendo em conta o travamento de todas as rodas do transformador e “g” a aceleração da gravidade.

Admitindo o coeficiente de atrito estático aço-aço $\mu_e=0,15$ (Farinha e Reis, 2000), e que o atrito nos veios das rodas destravadas é equivalente a um atrito estático de escorregamento com coeficiente de atrito máximo de 0,05, o coeficiente de atrito estático ponderado é igual a:

$$\mu_e = [0.15 q_r + 0.05 (1 - q_r)] \quad (7.1)$$

em que q_r é o quociente entre o número de rodas travadas e o número total de rodas.

Se a máxima aceleração horizontal do solo (PGA) exceder o valor correspondente ao início do movimento o transformador desloca-se. A ocorrência de danos depende da amplitude dos deslocamentos. A capacidade das ligações dos transformadores a outros equipamentos de suportarem deslocamentos relativos entre as extremidades é bastante variável, como já se referiu no capítulo 3. Não há possibilidades de avaliar com precisão a capacidade de deformação das ligações da generalidade dos transformadores a outros equipamentos por haver grande variabilidade de situações que deriva do facto de esta questão não ser relevante do ponto de vista operacional. Assim e de forma a ter conta este factor, embora apenas de forma aproximada, consideram-se os transformadores divididos em dois grupos: aqueles que têm ligações das fases com reduzida capacidade de deformação, como o que se mostra na figura 3.3, e os que têm ligações das fases com uma capacidade de deformação maior, como o que se mostra na figura 3.4. As primeiras ligações designam-se por rígidas e admite-se que a sua rotura ocorre na situação em que o transformador se desloca 2cm. Esta situação corresponde à imposição às ligações de um deslocamento ligeiramente superior entre as extremidades devido à deformação dos equipamentos e respectivas estruturas de suporte. O segundo grupo de ligações, que se admite aguentarem deslocamentos de 10cm dos transformadores, designam-se por flexíveis. As ligações dos neutros não se consideram, pois as consequências da sua rotura são menores.

Para que os transformadores se desloquem é necessário que a aceleração máxima do solo exceda a PGA e se mantenha acima desse valor no mesmo sentido durante um período finito de tempo. Como a duração desses períodos de tempo de aceleração do mesmo sentido dependem do conteúdo de frequências da acção sísmica, este parâmetro influencia também a amplitude do movimento. Este factor foi tido em conta no simulador de forma simplificada. Calcularam-se os factores pelos quais é necessário escalar sismos com diferentes características de conteúdo de frequências para produzir deslocamentos de determinadas amplitudes. O cálculo dos deslocamentos dos transformadores baseia-se na integração numérica da equação do movimento considerando um sistema de um grau de liberdade, o deslocamento horizontal do transformador. Este é modelado como um corpo rígido actuado pelas forças de inércia devidas ao movimento do solo e pelas forças de atrito. Admitiu-se que o coeficiente de atrito cinemático é 40% do coeficiente de atrito estático, e que este volta a ser mobilizado após cada paragem do transformador. Tendo em conta o que já foi dito sobre a constituição interna dos transformadores, considerou-se que as forças de amortecimento viscoso são desprezáveis em comparação com as forças de atrito, pelo que foram desprezadas. As forças de inércia criam no corpo do transformador um campo de acelerações uniforme dado que existe um único grau de liberdade de translação. A acção sísmica foi modelada como um conjunto de acelerogramas com componentes horizontal e vertical, gerados a partir dos espectros de resposta do Regulamento de Segurança e Acções (RSA, 1983). O RSA considera dois tipos de sismos: um de grande magnitude, grande distância epicentral e rico nas baixas frequências, que no RSA se designa como sendo do tipo 1 e na futura regulamentação técnica europeia (EC8) se designa como sendo do tipo 2, e outro de magnitude moderada e reduzida distância epicentral, o sismo do tipo 2 de acordo com o RSA e tipo 1 de acordo com o EC8. Para evitar confusões nas designações referem-se os dois tipos de sismo como afastado e próximo, respectivamente.

Para cada uma das acções sísmicas definidas no RSA, geraram-se 10 pares de acelerogramas, cada um com ambas as componentes do movimento sísmico. Apenas se considerou o terreno do tipo II, pois pensa-se que a imensa maioria das subestações se localizam em solos deste tipo. Em todos os casos os resultados referem-se ao valor médio para os 10 acelerogramas correspondentes.

Os principais resultados resumem-se nas tabelas 7.1 e 7.2, que se referem aos sismos próximo e afastado, respectivamente. As tabelas mostram quais os factores “r” pelos quais é necessário multiplicar os acelerogramas correspondentes ao início do movimento para produzir deslocamentos de 2 cm e 10 cm em função do valor de $a_g / g = \mu_e$ correspondente ao início do movimento. Desta forma as acelerações de pico necessárias para provocar estes deslocamentos obtêm-se multiplicando os valores correspondentes ao início do movimento pelo factor apresentado nas tabelas 7.1 e 7.2.

Tabela 7.1 - Factores multiplicativos “r” para sismo próximo

μ_e	0.06	0.075	0.10	0.12	0.15	0.18
Desl = 2 cm	1.7	1.63	1.5	1.4	1.35	1.3
Desl = 10 cm	5.0	4.65	4.1	3.6	3,2	2.8

Tabela 7.2 - Factores multiplicativos “r” para sismo afastado

μ_e	0.06	0.075	0.10	0.12	0.15	0.18
Desl = 2 cm	1.20	1.16	1.10	1.05	1.05	1.05
Desl = 10 cm	2.7	2.53	2.23	2.0	1,85	1.7

A mediana da função de vulnerabilidade de cada transformador, expressa em termos da PGA, corresponde ao valor da aceleração horizontal correspondente ao início do movimento (obtida como o produto do coeficiente de atrito ponderado, pela aceleração da gravidade) multiplicado pelo factor aplicável das tabelas 7.1 e 7.2, em função do tipo de sismo, do tipo de ligações aos outros equipamentos e do coeficiente de atrito ponderado.

Na subestação de Portimão só há transformadores ancorados. Na subestação de Tunes há 4 transformadores não ancorados e na subestação de Estói há 2. Em todos eles as ligações às fases são flexíveis, embora haja ligações rígidas nas ligações aos neutros. A figura 7.1 mostra as ligações no topo de um desses transformadores na subestação de Tunes.



Figura 7.1 - Ligações no topo de transformador não ancorado na subestação de Tunes

A figura 7.2 mostra os sistemas de travamento das rodas em 2 transformadores não ancorados na subestação de Tunes. Tal como estes 2 transformadores, todos os outros transformadores não ancorados nas subestações da REN têm todas as rodas travadas em ambos os sentidos do movimento. Assim o coeficiente de atrito ponderado é igual a 0,15 para todos os transformadores não ancorados.



Figura 4.2 - Travamento das rodas de 2 transformadores não ancorados na subestação de Tunes

A influência do tipo de sismo faz-se de forma aproximada em função da distância ao epicentro. Esta simplificação baseia-se na relação entre a distância epicentral e o conteúdo de frequências causado pela maior atenuação das altas frequências durante a propagação das ondas sísmicas na crosta terrestre. Assim para distâncias entre as subestações e o epicentro inferiores a 50km considera-se que o sismo é próximo e para distâncias superiores a 100km considera-se que o sismo é afastado. Para distâncias intermédias admite-se que o valor da mediana se pode obter por uma interpolação linear das duas situações anteriores, tal como se mostra na figura 7.3, referente às medianas de todos os transformadores não ancorados das subestações da REN de Estoi e Tunes

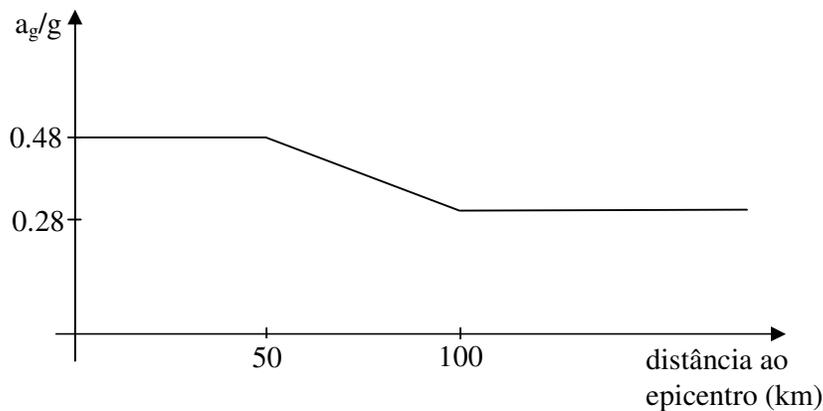


Figura 7.3 - Mediana dos transformadores não ancorados em função da distância ao epicentro

7.2.1.2 Transformadores ancorados

Em cada uma das subestações da REN do Algarve existe um transformador colocado mais recentemente em que a ligação à fundação é feita sem rodados e com um sistema de fixação destinado a impedir os deslocamentos relativos entre o transformador e a fundação, de que a figura 6.1 mostra um exemplo. A figura 7.4 mostra detalhes do sistema de fixação, constituído por uma chapa de espessura variável presa por chumbadouros ancorados à fundação.



Figura 7.4 - Detalhes do sistema de fixação do transformador ancorado de Portimão

Estes sistemas de fixação foram calculados para acelerações horizontais de pico $PGA=0,5g$, valor que constava das especificações da REN para os sistemas de fixação. O sistema de fixação compreende as chapas na base da cuba dos transformadores, as chapas de fixação onde estão fixos os chumbadouros, os chumbadouros, o sistema de ancoragem dos chumbadouros à fundação e a fundação. Dadas as dimensões das chapas é razoável assumir que o elemento que condiciona a resistência do sistema são os chumbadouros sob os efeitos de corte e tracção, na secção entre a chapa e a fundação. Assim se se assumisse que não há erros de projecto e execução e que as propriedades dos materiais assumidas no cálculo são as reais, então a mediana das funções de vulnerabilidade seria o valor especificado de $0,5g$. De acordo com as especificações de cálculo fornecidas pelos fabricantes de transformadores Siemens e Efacec, o cálculo considerou o efeito simultâneo das vibrações horizontais na direcção condicionante, ou seja, a de menor distância entre apoios, com a vibração na direcção vertical. A consideração também da vibração na direcção horizontal perpendicular à considerada iria induzir um ligeiro aumento das tensões nos chumbadouros. Este aumento de tensão variará de caso para caso em função da geometria dos transformadores e do nível da acção sísmica. Neste estudo admite-se simplificadamente que o efeito de corte é o que mais influencia a tensão nos chumbadouros, dado que para geometrias correntes só ocorrem tracções nos chumbadouros a partir de níveis já elevados da acção sísmica. Assim admitindo que quando ocorre a PGA na direcção condicionante a acção na direcção perpendicular corresponde ao valor médio dos valores absolutos, de acordo com o pressuposto da independência no tempo da acção sísmica em direcções ortogonais, e que se toma para o valor médio 30% do valor máximo como permitido pelo EC8, então a tensão tangencial máxima nos chumbadouros devida à acção

simultânea do sismo nas duas direcções horizontais ortogonais resultará da soma vectorial das duas componentes:

$$\tau_{\max} = \sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}$$

Se a direcção de menor distância entre apoios, em que se considera o valor máximo da acção for a direcção x , então:

$$\tau_y = 0,3 \times \tau_x$$

$$\tau_{\max} = \sqrt{\tau_x^2 + (0,3 \times \tau_x)^2} = 1,044 \times \tau_x$$

No entanto existe uma diferença significativa entre as propriedades dos materiais de cálculo e os valores reais dessas propriedades. De acordo com as especificações da Efacec o material dos chumbadouros é o aço de construção A400NR, tendo-se assumido no processo de cálculo que a tensão não poderia exceder a tensão nominal de cedência de 400MPa. Ora, para que haja danos no transformador é necessário que ocorra não só a plastificação como a rotura dos chumbadouros. Como a rotura dos chumbadouros ocorreria para valores de PGA aos quais correspondem forças de inércia no transformador superiores às forças de atrito máximas, essa rotura seria seguida de deslocamentos do transformador. Apesar de estes deslocamentos serem restringidos pelo atrito na base, admite-se que seriam suficientes para exceder a capacidade das ligações e danificar os transformadores. Embora obviamente não haja a certeza de que seria isto o que ocorreria, como a mediana da função de vulnerabilidade é bastante elevada, haveria também o risco de ocorrência de danos devido a um dos outros modos possíveis de danificação dos transformadores. Assim considera-se mais realista admitir que não há reservas de resistência relevantes após a rotura dos parafusos.

A tensão de rotura média do aço A400NR é de 598MPa e tem um coeficiente de variação de 0,033, de acordo com Pipa (1993). Assim a mediana da função de vulnerabilidade é $0,5g \times \frac{598}{400} \times \frac{1}{1,044} = 0,72g$, para ambos os tipos de sismo.

No caso dos transformadores da Siemens o material dos parafusos é de classe 8.8. Admite-se que o quociente entre a tensão média de rotura e a tensão nominal de cedência seja inferior ao valor do aço A400NR, pois é um aço mais resistente. No entanto um exemplo de cálculo fornecido pela Siemens indicou que este factor é provavelmente compensado por folgas no dimensionamento, pelo que não se justifica

considerar uma mediana da função de vulnerabilidade diferente da anteriormente calculada.

Como a rotura das ligações depende da tensão de rotura do aço admite-se que o coeficiente de variação da função de vulnerabilidade é próximo do valor do coeficiente de variação da tensão de rotura do aço, embora um pouco superior para ter em conta algumas das incertezas associadas às hipóteses que se assumiram. Admite-se assim um valor de 0,05 para o coeficiente de variação.

7.2.2 Transformadores de potência em subestações da EDP

Visitaram-se 8 das 22 subestações da EDP no Algarve, o que permitiu observar 15 dos 36 transformadores existentes. Não se encontraram transformadores ancorados. Todas as subestações do Algarve se encontram em parque aberto.

No que diz respeito à ligações no topo encontraram-se tanto ligações rígidas, como as que se mostraram na figura 3.4, e as que se podem observar na figura 7.5. Embora este seja o tipo mais comum também se encontraram transformadores com ligações flexíveis, apresentando-se um exemplo na figura 7.6.



Figura 7.5 - Transformador com ligações rígidas na subestação de Albufeira



Figura 7.6 - Transformador com ligações flexíveis no topo na subestação de S. Bartolomeu de Messines

Os sistemas de travamento das rodas mais comum consiste num conjunto de peças metálicas aparafusadas entre si e envolvendo o perfil de apoio das rodas dos transformadores. Desconhece-se a força de aperto no parafuso, que se supõe ser ligeira, pois os parafusos não são pré-esforçados. A figura 7.7 mostra dois exemplos de travamentos deste tipo.



Figura 7.7 - Travamento de rodas por peças metálicas aparafusadas nas subestações de Albufeira e de Aldeia Nova

As exceções são as subestações de S. Bartomeu de Messines e Braciais. Nesta última as rodas apenas estavam travados por calços de madeira, sujeitos à chuva e ao sol, com tendência para se degradarem rapidamente e que por isso se consideram ineficientes. A figura 7.8 mostra uma das rodas de um transformador e o calço respectivo na subestação de Braciais. Na subestação de S. Bartolomeu de Messines, apenas com um transformador, o sistema de travamento deste consistia em bloqueadores que funcionam por atrito mas que estão soldados ao perfil de apoio das rodas e que bloqueiam o movimento de 2 das 4 rodas em cada sentido. Na subestação de Olhão também se observou um caso de uma pequena soldadura do sistema de bloqueamento das rodas. A figura 7.9 mostra um destes sistemas de travamento.



Figura 7.8 - Travamento ineficiente de uma roda de transformador na subestação de Braciais



Figura 7.9 - Sistema de travamento do transformador da subestação de S. Bartolomeu de Messines com bloqueador soldado ao perfil de apoio das rodas

É difícil estimar a força que é possível mobilizar em vários dos bloqueadores, dadas as incertezas sobre as forças de aperto nos ligações aparafusadas e a resistências das soldaduras. Assim admite-se que o efeito das soldaduras e da força de aperto dos parafusos é equivalente a um aumento nominal de 30% do valor do coeficiente de atrito, o que também é equivalente a admitir que a força de aperto é 30% da força vertical em cada rodado.

A tabela 7.3 sintetiza a informação sobre a natureza das ligações no topo e dos sistemas de travamento das rodas dos transformadores de potência recolhida nas visitas às subestações da EDP do Algarve. Apresenta-se também nesta tabela a mediana das funções de vulnerabilidade, calculada tal como descrito para os transformadores não ancorados das subestações da REN.

Tabela 7.3 - Ligações, condições de apoio e medianas das funções de vulnerabilidade de transformadores

Subestação	Nº de transformadores	Nº equivalente de rodas travadas	Coefficiente de atrito equivalente	Ligações das fases	Sismo próximo a_g/g	Sismo afastado a_g/g
Aldeia Nova	2	1,3	0,086	R	0,135	0,098
		1,3	0,086		0,135	0,098
Albufeira	2	1,3	0,086	R	0,135	0,098
		1,3	0,086		0,135	0,098
Armação de Pêra	2	1,3	0,086	R	0,135	0,098
		1,3	0,086		0,135	0,098
Braciais	2	0	0,05	R	0,085	0,06
		0	0,05		0,085	0,06
Loulé	2	1,3	0,086	F	0,38	0,21
		1,3	0,086		0,38	0,21
Olhão	2	1,3	0,086	R	0,135	0,098
		1,3	0,086		0,135	0,098
Quarteira	2	1,3	0,086	R	0,135	0,098
		1,3	0,086		0,135	0,098
S. Bartolomeu de Messines	1	3	0,125	F	0,44	0,25

Assume-se para todos os transformadores das subestações não visitadas medianas das funções de vulnerabilidade iguais às médias das medianas dos transformadores inspeccionados e que são:

$$\text{Sismo afastado } \frac{a_g}{g} = \frac{10 \times 0,098 + 2 \times 0,06 + 2 \times 0,21 + 0,25}{15} \approx 0,12$$

Sismo próximo $\frac{a_g}{g} = \frac{10 \times 0,135 + 2 \times 0,085 + 2 \times 0,38 + 0,44}{15} \approx 0,18$

Dadas as grandes incertezas associadas à resistência dos mecanismos de travamento das rodas dos transformadores considera-se o mesmo coeficiente de variação das funções de vulnerabilidade do HAZUS99, que é 0,7.

7.2.3 Postos de transformação (PT's)

7.2.3.1 PT's no solo (não aéreos)

No Algarve existem mais de 4 000 postos de transformação da EDP. A sua vulnerabilidade está associada essencialmente à vulnerabilidade dos transformadores, pois os restantes equipamentos são leves e em geral estão bem fixos ao chão ou paredes dos PT's. A figura 7.10 mostra dois exemplos. Assim adoptou-se para todos os PT's medianas das funções de vulnerabilidade iguais à média das medianas dos transformadores inspeccionados.

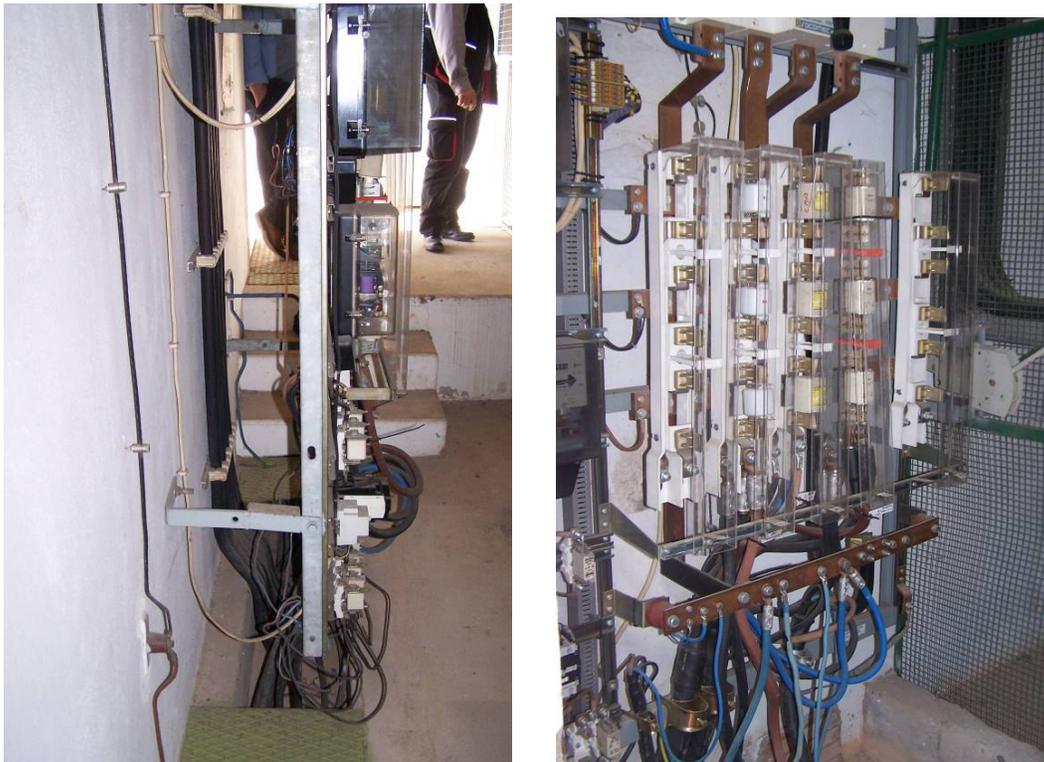


Figura 7.10 - Equipamentos de PT's não aéreos, leves e bem fixos às paredes nos PT's ABF 0274 e ABF 22

O cálculo das medianas dos transformadores dos PT's considera apenas o modo 1, ou seja, danos causados por deslocamento excessivo de translação. Os PT's cujos transformadores estão ancorados por esticadores são muito poucos, pois começaram a ser instalados dessa forma só a partir de 2006, pelo que ainda não têm significado estatístico. Por isso não foram considerados na análise, sendo no entanto necessário ressaltar que a situação tenderá a alterar-se progressivamente, pelo que em futuras actualizações do simulador estes PT's deverão ser distinguidos dos restantes e a sua vulnerabilidade avaliada em função da resistência do sistema de fixação. A figura 7.11 mostra um exemplo deste tipo de fixação.



Figura 7.11 - PT LLE 0893 com os movimentos do transformador bloqueados por esticadores

Também não foi considerado outro caso particular, do PT ABF 521, que se pensa não ter representatividade numérica, situado no interior de um edifício de uma urbanização em que houve necessidade de montar o transformador sobre 4 blocos de borracha para efeitos de isolamento sonoro, como se mostra na figura 7.12.

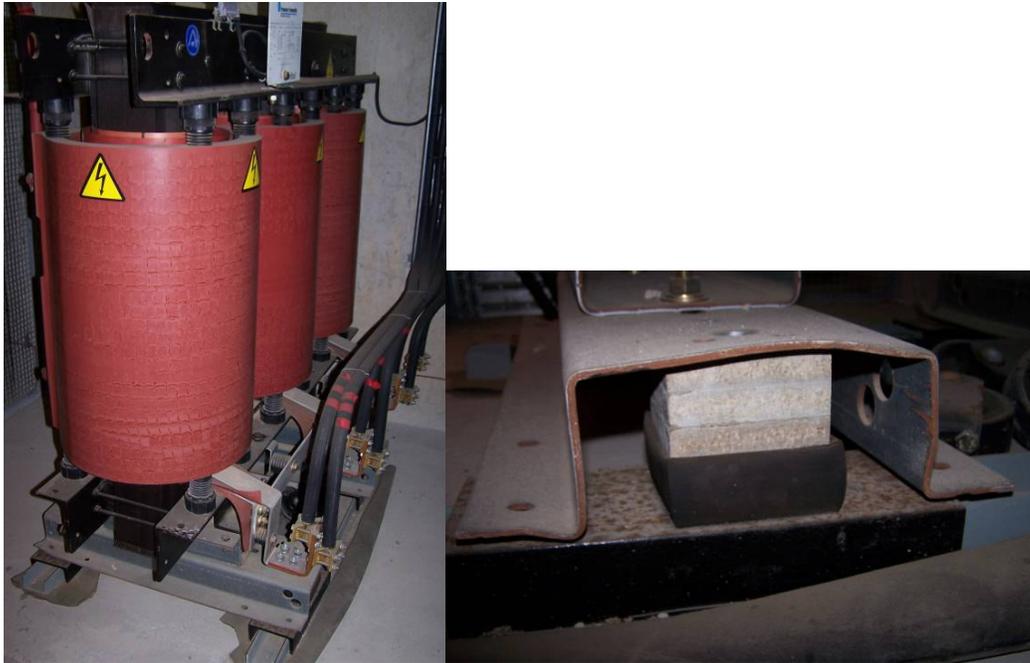


Figura 7.12 - Transformador de PT sobre blocos de borracha no PT ABF 521

De entre os transformadores inspeccionados houve três que apresentaram pormenores de fixação fora do comum, e que se tratarão separadamente. Inspeccionaram-se 15 dos cerca de 2 000 PT's não aéreos da EDP existentes no Algarve.

As medianas das funções de vulnerabilidade calcularam-se em função do travamento das rodas, em geral aplicando a metodologia já definida. Houve necessidade de considerar algumas excepções, que se referem na tabela 7.4 que sumariza os resultados.

Tabela 7.4 - Características das ligações e apoios dos transformadores e medianas das funções de vulnerabilidade

PT	Nº de rodas travadas	Ligações das fases	Excepções	Coeficiente de atrito equivalente	Sismo próximo a_g/g	Sismo afastado a_g/g
LLE 290	0	R	1			
LLE 289	1	F	2			
LLE 291	1	F	3			
LLE 842	1	F	4		0,25	0,25
LLE 486	1	F	4		0,25	0,25
LLE 222	0	R		0,05	0,085	0,06
LLE 628	0	R		0,05	0,085	0,06
FAR 7	1	R	4		0,25	0,25
ABF 2	0	R	5	0,10	0,15	0,11
ABF 0274	0	F		0,05	0,25	0,135
ABF 22	0	F		0,05	0,25	0,135

As exceções 1 a 5 explicam-se de seguida, com auxílio de fotografias

A exceção 1 refere-se a uma situação de um transformador de rodas não travadas mas apoiadas sobre um perfil U invertido como se mostra na figura 7.13, de tal forma que o início do movimento está restringido pela necessidade da roda subir para galgar o perfil. Após isso acontecer o transformador pode deslocar-se sem restrição ao movimento na sua base. Esta situação apenas se observou no PT LLE 290.



Figura 7.13 - Transformador apoiado com rodas na transversal ao perfil U de apoio

A exceção 2 refere-se a um caso também único entre os PT's observados, que se ilustra na figura 7.14, em que num dos cantos uma peça metálica aparafusada ao chão e ao transformador por parafusos de pequeno diâmetro restringe os deslocamentos de um canto do transformador.

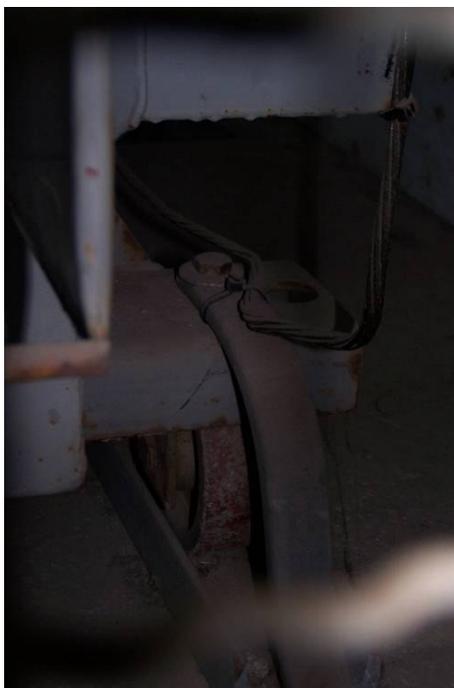


Figura 4.14 - Transformador do PT LLE 289 com peça de ligação ao chão num dos cantos.

A exceção 3 refere-se a um caso no PT LLE 291, que se ilustra na figura 7.15, em que em cada sentido do movimento uma roda tem o seu movimento restringido por uma peça metálica ligada/poisada no perfil de apoio. Desconhece-se a ligação desta peça ao perfil, caso exista.



Figura 4.15 - Transformador com roda travada por peça metálica ligada ao perfil de apoio

A exceção 4 refere-se a PT's em que o movimento das rodas dos transformadores está restringido por cantoneiras aparafusadas ao chão por parafusos de pequeno diâmetro. A figura 4.16 mostra um exemplo no PT FAR 7. Neste caso considera-se para a mediana das funções de vulnerabilidade um valor nominal $a_g/g=0,25$.



Figura 4.16 - Roda de transformador com movimento restringido por cantoneira aparafusada

A exceção 5 refere-se à situação do transformador do PT ABF 2, sem rodas travadas mas bastante sujas, no PT ABF 2, admitindo-se neste caso que o coeficiente de atrito equivalente é de 0,10.



Figura 4.17 - Transformador de PT com rodas sujas

Fazendo a média das medianas que se apresentam na tabela obtêm-se os seguintes valores:

$$\text{Sismo tipo 1 (afastado)} \quad \frac{a_g}{g} = \frac{3 \times 0,25 + 2 \times 0,06 + 0,11 + 2 \times 0,135}{8} = 0,16$$

$$\text{Sismo tipo 2 (próximo)} \quad \frac{a_g}{g} = \frac{5 \times 0,25 + 2 \times 0,085 + 0,15}{8} = 0,20$$

Relativamente às exceções 1 a 3, são sistemas cuja representatividade se desconhece e de maior dificuldade ou incerteza na avaliação do seu potencial comportamento sísmico. No caso de exceção 1 pode admitir-se que sua resistência real será inferior à das média dos 8 casos analisados quantitativamente. O mesmo se poderá admitir para o caso de exceção 2. No caso 3, é mais provável que ocorra o contrário se a peça metálica de travamento estiver ligada ao perfil de apoio das rodas do transformador. Assim e dadas as incertezas envolvidas e a percepção de que os casos de exceção não apontam todos no mesmo sentido de variação das medianas das funções de vulnerabilidade, não se alteram os valores anteriormente calculados com base nos 8 transformadores em que as

medianas se quantificaram explicitamente. Como no entanto a tendência, embora muito recente, é de melhoria dos sistemas de fixação, considera-se que não é razoável considerar para o Algarve medianas inferiores às adoptadas em outro estudo do mesmo género, pelo que para o sismo próximo se adopta a mediana, $a_g/g=0,22$.

7.2.3.2 PT's aéreos

Os PT's aéreos, em que o transformador se encontra ligado por uma estrutura de suporte a um ou dois postes que o sustentam vários metros acima do solo, representam cerca de metade dos PT's da EDP Distribuição no Algarve. Foram inspeccionados 8 PT's aéreos, de que se mostram de seguida algumas fotografias nas figuras 7.18 a 7.20.



Figura 7.18 - PT aéreo FAR 012 com o transformador suspenso do poste por ganchos



Figura 7.19 - PT aéreo ABF 39. Transformador com translação bloqueada e a rotação livre



Figura 7.20 - PT aéreo FAR 88 com dois postes e transformador poisado na estrutura de suporte

Adopta-se para os PT's aéreos uma função de vulnerabilidade cuja mediana é 0,29g e o coeficiente de variação é 0,7. Esta função foi obtida a partir das funções de vulnerabilidade do HAZUS 99 para subestações de baixa tensão.

7.3 Restantes componentes de subestações

7.3.1 Outros equipamentos em subestações da REN

No que diz respeito aos barramentos a informação fornecida é de que nas subestações de Estói e Portimão, construídas após 1980, se implementou o projecto dos barramentos com componente sísmica explícita como resultou do estudo efectuado pelo LNEC (1980) para a subestação de Palmela. Os barramentos da subestação de Tunes, construída antes dessa data, continuam a ser os originais, pelo que têm maior vulnerabilidade sísmica. Adoptam-se para os barramentos funções de vulnerabilidade definidas por:

Subestação de Tunes - mediana: 0,21g Coeficiente de variação:0,7

Subestações de Estói e Portimão - mediana: 0,36g Coeficiente de variação:0,3

No caso dos barramentos anteriores a 1980, a definição quantitativa da função de vulnerabilidade baseou-se no HAZUS 99 e para os barramentos posteriores a 1980 no nível da acção sísmica constante da regulamentação técnica portuguesa vigente em 1980.

No que diz respeito aos restantes equipamentos observem-se as figuras 7.21 mostram equipamentos em parque aberto na subestação de Tunes e a figura 7.22 mostra os sistemas de baterias na mesma subestação.



Figura 4.21 - Equipamento em parque aberto na subestação de Tunes



Figura 7.22 - Sistemas de suporte de baterias na subestação de Tunes

Enquanto que nos primeiros não são aparentes cuidados com a resistência sísmica dos equipamentos, no caso das baterias nota-se o cuidado que houve em confinar o espaço ocupado pelas baterias de forma a que estas não derrubem ou se desloquem, bem como na fixação do sistema de suporte ao chão. Esta nova estrutura de suporte representa uma evolução para melhor em relação às práticas anteriores. Para ilustrar a diferença mostra-se na figura 7.23 um caso concreto, observado no ano 2000.



Figura 7.23 - Baterias numa subestação, fotografadas no ano 2000

No entanto as diferenças encontradas não se consideram suficientes para uma alteração quantitativa fundamentada, pelo que se adopta para os restantes equipamentos a mesma função de vulnerabilidade adoptada para os barramentos construídos antes de 1980.

7.3.2 Outros equipamentos em subestações da EDP

As subestações da EDP encontram-se todas em parque aberto, podendo observar-se um exemplo na figura 7.24. Não se observaram diferenças relevantes para os equipamentos das subestações da REN. Por exemplo os sistemas de suporte de baterias não foram montados com a preocupação de garantir a resistência sísmica, como se ilustra na figura 7.25, tal como a generalidade dos equipamentos nas subestações da EDP. Assim adopta-se para os barramentos e restantes equipamentos a mesma função de vulnerabilidade que para os restantes equipamentos em subestações da REN.



Figura 7.24 - Equipamento em parque aberto na subestação de Armação de Pêra



Figura 7.25 - Sistemas de suporte de baterias na subestação de Loulé

7.4 Linhas eléctricas

Não havendo conhecimento de qualquer diferença nas práticas de projecto e construção entre as redes eléctricas portuguesas e as que serviram de base à calibração das funções de vulnerabilidade do HAZUS99, a vulnerabilidade das linhas é definida da mesma forma que o foi no estudo da região de Lisboa. Assim as funções de vulnerabilidade são as prescritas no HAZUS 99. Para as linhas de AT e MAT a função de vulnerabilidade tem uma mediana de 0,58 e um coeficiente de variação de 0,7. Os danos em linhas subterrâneas são expressas em função do PGD e da probabilidade de ocorrência de liquefacção pela função:

$$\text{Reparações/km} = 0.18 \times \text{Prob}(\text{liq}) \times \text{PGD}^{0.56} \quad (4.2)$$

em que PGD está expresso em centímetros.

8 RESUMO E RECOMENDAÇÕES

Neste estudo caracterizou-se a vulnerabilidade sísmica e a tsunamis das redes eléctricas de transporte e distribuição na região do Algarve.

8.1 Resumo

A rede eléctrica é constituída por linhas e nós, PT's e subestações. Estas instalações são os pontos onde se faz o controle protecção da rede, as mudanças de níveis de tensão, e onde se faz a distribuição da energia entre diversas linhas. Estas transportam a energia desde as fontes de produção até aos consumidores. A generalidade dos elementos é introduzida no simulador de forma georreferenciada, com a excepção das linhas de BT que foram introduzidas apenas por densidades em cada freguesia. Para melhor percepção dos resultados os danos nos PT's serão apresentados em percentagem de elementos avariados por freguesia. Os equipamentos das subestações dividem-se em transformadores, barramentos e outros equipamentos, sendo o output do simulador expresso em termos de probabilidade de cada equipamento estar avariado. O output para as linhas aéreas exprime-se da mesma forma.

8.2 Recomendações

É previsível que os danos para cenários sísmicos dos mais intensos de entre os plausíveis sejam extremamente gravosos. Não é possível evitar a maior parte das consequências económicas e humanas associadas a esses cenários após a sua concretização. É assim imperioso evitar a sua ocorrência, agindo antes dos sismos com políticas preventivas adequadas.

Assim recomenda-se que todos os novos transformadores a instalar para o futuro sejam devidamente projectados, construídos e instalados para resistir aos sismos, como a REN já faz e a EDP começou a fazer para os transformadores dos PT's no solo e em algumas subestações, embora no estudo não se tenha visto nenhum destes casos. Face à nova legislação europeia (EC8 e respectivo Anexo Nacional) que entrará em vigor em breve, o parecer feito pelo autor deste relatório e pelo Prof. João Azevedo para a EDP/REN em 2000, relativamente à acção sísmica a considerar no projecto dos principais equipamentos da rede eléctrica, em breve ficará desactualizado. Assim recomenda-se que os principais equipamentos da rede eléctrica sejam dimensionados de acordo com a

nova regulamentação, considerando estruturas de Classe de Importância IV. Recomenda-se também a normalização dos critérios de projecto, de forma a permitir o máximo de flexibilidade na gestão dos equipamentos disponíveis em situação de Emergência. Neste contexto recomenda-se que no dimensionamento de transformadores se considere uma aceleração horizontal de pico (PGA) se possível de 0,7g, independentemente da zona do país onde se tencione instalá-los. Uma aceleração de 0,5g cobre todo o território de Portugal Continental, excepto a maior parte do Algarve, de acordo com o EC8/Anexo Nacional. A adopção de 0,5g ou 0,7g deverá resultar de uma análise custos-benefícios. Se os acréscimos de custos associados à adopção do valor mais elevado relativamente ao mais baixo não for significativo comparativamente ao custos dos próprios transformadores, deverá adoptar-se o valor mais elevado sistematicamente. Relativamente aos transformadores não ancorados actualmente em serviço, recomenda-se um procedimento faseado. Na 1ª fase todas as rodas deveriam ser travadas em ambas as direcções, como a REN já fez com todos os seus transformadores não ancorados nas subestações do Algarve. Esta medida tem custos irrisórios quando comparados com os custos dos próprios transformadores. Na 2ª fase tratar-se-ia da ancoragem da maioria ou da totalidade dos transformadores às fundações, começando pelas zonas de maior risco sísmico do país, tal como definidas no Anexo Nacional do EC8.

Recomenda-se também que se preste atenção às fontes de geração de energia. Neste estudo, durante a visita à subestação de Tunes da REN observaram-se também os transformadores da central de geração de energia que lhe é adjacente, verificando-se a inexistência de travamento dos rodados e a extrema rigidez de algumas das ligações das fases, conforme se documenta na figura 8.1. Aparentemente a principal restrição aos deslocamentos do transformador são as próprias ligações das fases, indiciando uma vulnerabilidade sísmica elevadíssima. A gravidade deste problema é muito grande se atendermos a que estes transformadores são projectados de propósito para a situação em que se encontram, sendo muito improvável que existam noutras instalações transformadores que os possam substituir.



Figura 8.1 - Rodados e ligações no topo de transformador na central de Tunes

A acção sísmica deverá ser explicitamente considerada no projecto de subestações, tanto da REN como da EDP, e da totalidade dos seus equipamentos. Recomenda-se que no caso de plataformas parcialmente em aterro e em escavação, os equipamentos mais importantes, fiquem na zona escavada, pois em geral os aterros são mais vulneráveis. Os diversos equipamentos deverão estar ligados entre si por cabos ou outro tipo de ligações com capacidade de deformação para acomodar os deslocamentos relativos entre equipamentos sem exercer forças significativas.

Recomenda-se também que se efectue o dimensionamento sísmico explícito dos postes e fundações dos PT's aéreos.

Recomenda-se que a questão sísmica seja explicitamente considerada no planeamento e escolha de locais de futuras centrais de produção de energia, evitando concentrar grande parte da capacidade de produção de energia nas zonas de maior risco sísmico, evitando se possível a proximidade excessiva a falhas activas, como as que existem por exemplo no Vale Inferior do Tejo. Recomenda-se que os edifícios de comando e controle da gestão da rede possuam back-ups suficientemente afastados para não serem ambos afectados simultaneamente por um mesmo evento sísmico.

As estrutura e o pessoal da REN e da EDP está treinado e preparado para operar a rede em situação corrente ou de escassez gradual e prolongada de energia mas não em situação de Emergência em larga escala, como pode ser o caso na eventualidade de ocorrer um sismo intenso. Assim recomenda-se a realização de simulacros de ocorrência de sismos intensos envolvendo a ANPC, as empresas gestoras das redes e outras entidades que se julgue adequado. Neste âmbito sugere-se que se inclua na simulação a necessidade de tomar decisões rápidas, se necessário sem apoio da tutela, sobre

prioridades no abastecimento para cenários de danos gravosos, pois os procedimentos previstos (Resolução nº38/11 do Conselho de Ministros, de 26 de Fevereiro de 1981) não contemplam situações deste tipo.

Por fim recomenda-se que se dê conhecimento formal deste relatório às entidades com responsabilidades nestas questões, nomeadamente o Ministério da Economia, incluindo a Direcção Geral de Energia, a REN, a EDP e as empresas que gerem os centros de produção e as redes de distribuição de energia nos Açores e na Madeira. Recomenda-se também que se chame a atenção de outras entidades gestoras de subestações e PT's para as questões relacionadas com a resistência sísmica desses equipamentos e das possíveis medidas para resolver o problema.

Agradecimentos

Agradece-se a colaboração da EDP e da REN sem as quais o estudo obviamente não teria sido possível. Deve também ser realçado o espírito com que essa colaboração foi prestada, que foi o mais construtivo possível.

Agradece-se também a colaboração da EFACEC e da Siemens pela informação prestada relativamente aos critérios de cálculo dos sistemas de fixação de transformadores.

Referências

- Aslam et al, "Earthquake Rocking Response of Rigid Bodies", Journal of the Structural Division, ASCE, nº106, pp 377-392, 1980
- Aziz, Ghobarah and El-Attar, "Nonlinear Dynamics of Transmission Lines." *Proc., 11th World Conf. On Earthquake Engrg.*, Acapulco, Mexico, 1996
- Aziz, Ghobarah and El-Attar "Seismic Reliability of Transmission Line Cables." *European Earthquake Engrg.*, 3, 8-18, 1998
- 1999 Chi-Chi, Taiwan, Earthquake Reconnaissance Report, Earthquake Spectra, Supplement A to Vol 17, 2001
- EC8: EN1998-1:2004, "Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance – Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings", CEN Bruxelas, Bélgica, Novembro de 2004
- Farinha, J.B. e Reis, A.C., "Tabelas Técnicas", 2000
- FEMA, 1994 NEHRP Provisions for Nonstructural Components, 1995
- Housner, G. W. "The Behaviour of Inverted Pendulum Structures During Earthquakes", Bulletin of the Seismological Society of America, nº 53, pp. 404-417, 1963
- HAZUS 99 Technical Manual, FEMA, Washington, D.C., 1999 (disponível em <http://www.nibs.org/hazus6c3.htm>)
- 1999 Kocaeli, Turkey, Earthquake Reconnaissance Report, Earthquake Spectra, Supplement A to Vol 16, 2000
- LNEC, "Estudo do Comportamento dos Barramentos de 400, 220 e 150 kV para as Acções Sísmicas e Forças Electrodinâmicas", Lisboa, 1980
- Li, Suarez and Singh "Seismic Effectes on High-voltage Transmission Tower and Cable Systems", 5^a Conferência Americana de Engenharia Sísmica, Chicago, 1994, Vol IV, pp 819-827, 1994
- Li, Wang and Ru "Response Analysis of Transmission Tower System to Horizontal and Rocking Earthquake Excitations." *Proc., 11th World Conf. On Earthquake Engineering*, Acapulco, Mexico, 1996

Loma Prieta Reconnaissance Report, Vol 1, Earthquake Spectra, supplement to Vol 6, 1990

Isiyama, Y., “Motions of Rigid Bodies and Criteria for Overturning by Earthquake Excitations” Earthquake Engineering and Structural Dynamics, nº10, 4, pp. 635-650, 1982

Northridge Reconnaissance Report, Vol 1, Earthquake Spectra, supplement C to Vol 11, 1995

Pipa, M., “Ductilidade de elementos de betão armado sujeitos a acções cíclicas – Influência das características mecânicas das armaduras”, Tese de doutoramento, Instituto Superior Técnico, Lisboa, 1993

RSA, Regulamento de Segurança e Acções para Estruturas de Edifícios e Pontes, Decreto-lei nº 235/83, Lisboa, INCM, 1983

San Fernando, California, Earthquake of February 9 1971, U.S. Department of Commerce, 1973

The Hyogo-Ken Nanbu Earthquake January 17 1995, Preliminary reconnaissance Report, EERI, 1995

Thomas and Peyrot, “Dynamic response of ruptured conductors in transmission lines.” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-101 (9), September, 1982

Yim et al, “Rocking Response of Rigid Body Assemblies to Dynamic Excitation”, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, nº8, pp 565-587, 1980

Zhu and Soon, “Toppling Fragility of Unrestrained Equipment”, Earthquake Spectra, nº14 , 4, pp. 695-711, 1998

Lisboa, 27 de Novembro de 2008

Autor

Mário Lopes
Professor Auxiliar

Vistos

João Azevedo
Professor Catedrático
Coordenador Geral dos estudos
das redes de infraestruturas

Jorge Proença
Professor Auxiliar
P'lo Coordenador do Núcleo de Eng. Sísmica

José Paulo Moitinho de Almeida
Professor Associado Agregado
Presidente do ICIST

A assinatura do Presidente do ICIST enquadra-se na obrigação dos estatutos do ICIST - Cap. III artº 9, nº3, apenas significando que foi tomado conhecimento da apresentação do presente relatório uma vez que a qualidade científica e ético-profissional, é da única responsabilidade dos autores.