

Apéndice I

PROCEDIMIENTOS AUXILIARES

I.1 DIMENSIONAMIENTO DE LAS UNIONES ATORNILLADAS DE LOS DISIPADORES

Para el cálculo del par de apriete se ha tenido en cuenta la expresión propuesta por la norma española (EA-95):

$$M_a = k d N_o \quad [I.1]$$

Donde M_a = par de apriete, $k = 0.18$ para tornillos en condiciones de suministro, d = diámetro nominal de los tornillos, N_o = valor de la precarga del tornillo. El esfuerzo cortante máximo que permite soportar la unión del disipador se puede calcular con la siguiente ecuación:

$$V = n \mu N_o - N \quad [I.2]$$

Donde V = esfuerzo cortante máximo en la unión, N_o = esfuerzo de pretensado de cada tornillo, N = esfuerzo de tracción que soporta la unión, μ = coeficiente de rozamiento entre superficies acopladas y n = número de tornillos.

Para estimar un valor conservador del cortante máximo que puede soportar el disipador, se propone partir del cortante máximo en el alma, suponiendo que ésta se encuentra bajo tensión última, y mayorar el valor obtenido mediante un factor que tenga en cuenta la capacidad resistiva de las alas:

$$V_u = 1.15 \frac{\sigma_{r,u}}{\sqrt{3}} t_w b \quad [I.3]$$

Donde V_u = esfuerzo cortante máximo estimado en el disipador, σ_u la tensión máxima obtenida bajo ensayo a tracción, t_w = espesor del alma del disipador y b = anchura del alma del disipador.

En la tabla I.1 se observan cálculos relativos al cortante máximo estimado en los disipadores. En base a estos valores y a un coeficiente de fricción conservador ($\mu=0.3$), se calcula el esfuerzo normal a tracción máximo que puede soportar la unión sin que se pierda la capacidad de transmisión del cortante por fricción.

Para tener un orden de magnitud del esfuerzo normal máximo posible en la unión, se supone un desplazamiento vertical totalmente coartado en ambos extremos

del dissipador y un giro de 0.15 radianes entre eje de dissipador y normal a la superficie de anclaje. A partir de estas condiciones, el alargamiento medio en el dissipador observando la no linealidad geométrica se calcula del 1.12%. Dado que la deformación se sitúa en la zona de fluencia de ambos materiales, se estima una fuerza normal debida a la NLG a partir del producto del área total transversal del dissipador y la tensión de fluencia. Se obtienen valores de 111 KN para el dissipador A1 y de 71 KN para el dissipador B1. Los resultados indican que, lo que parece a priori una unión sobredimensionada, puede resultar infradimensionada en el caso ideal supuesto.

Tabla I.1.

		A1	A2	A3	A4	B1
Acero dissipador		A37b				A42b
Designación tornillos		TR20 A8t				TR16 A8t
σ_u	(MPa)	512				423
ϵ_u	(%)	24				24.3
$S_{r,u} = \frac{S_u}{1 - e_u}$	(MPa)	673				558.8
$V_u = 1.15 \frac{S_{r,u}}{\sqrt{3}} t_w b$	(KN)	38.31	39.31	29.48	39.21	40.83
N_o	(KN)	112.7				71.54
$M_a = 0.18 d N_o$	(Nm)	405				206
$N = n\mu N_o - V_m$	(KN)	95.93	95.93	105.76	95.93	45

I.2 DETERMINACIÓN DE LA ACELERACIÓN CORRESPONDIENTE AL "SWEEP FREQUENCY TEST"

El "Sweep frequency test", o test por barrido de frecuencias, se realiza con excitaciones de carácter sinusoidal, variando su frecuencia y con una aceleración máxima constante. Previa aplicación, se estimó la respuesta del sistema sin dissipadores, más flexible con cierto riesgo a exceder ante tal excitación sus límites de linealidad ante fenómenos resonantes. A partir de la fracción de amortiguamiento estructural ξ determinada en el test de impacto, es posible calcular el factor de amplificación dinámico (DAF):

$$DAF = \frac{1}{2\xi} \quad [I.4]$$

La aceleración que provocaría una fuerza inercial máxima (identificada con el inicio de la plastificación de los pilares) se puede calcular sustituyendo la expresión anterior en la primera ley de Newton:

$$a_{max} = \frac{V_y}{\frac{W}{g} DAF} \quad [I.5]$$

Donde V_y = cortante de inicio de plastificación en los pilares del pórtico, W = peso total soportado por los pilares y g = aceleración de la gravedad. Bajo la consideración de dinteles infinitamente rígidos y despreciando las deformaciones axiales de los pilares (suposiciones empleadas en los modelos de cortante) el momento en que se produciría plastificación en los pilares sería:

$$M_y = \frac{V_y l}{2n} \quad [I.6]$$

Donde n = número de pilares en la estructura, l = altura de los pilares previa cartela. A partir de [5.1], [5.2] y [5.3] y de la ecuación de Navier se calcula que una aceleración de 0.005g provoca una tensión en el acero de los pilares del orden de la mitad de su límite elástico garantizado (2600 kp/cm² para el A42).

I.3 PRODECIMIENTO DE MEDICIÓN DEL DESPLAZAMIENTO RELATIVO DE LA ESTRUCTURA

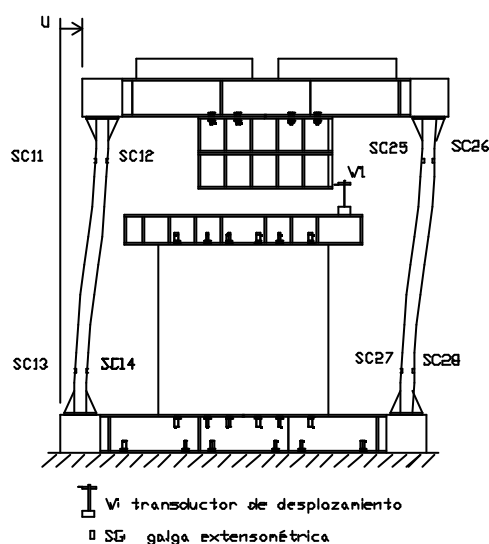


Figura I.1 Configuración del modelo estructural durante el test de vibración forzada sin disipadores

La medición del desplazamiento relativo entre el dintel y la base del pórtico frontal se efectuó de forma indirecta. Las columnas del pórtico, equipadas con galgas extensométricas tal como se indica en la figura I.1, se utilizaron como elemento sensible para la medida del desplazamiento, siendo éste:

$$u = k(\mathbf{e}_{SC13} - \mathbf{e}_{SC14} - \mathbf{e}_{SC11} + \mathbf{e}_{SC12} + \mathbf{e}_{SC27} - \mathbf{e}_{SC28} + \mathbf{e}_{SC25} + \mathbf{e}_{SC26}) \quad [I.7]$$

Donde k = constante de proporcionalidad y $\varepsilon_{SCnn'}$ = deformación unitaria de la galga scnn'. La expresión I.7 se basa en el hecho que la semidiferencia de las medidas de dos galgas en la misma sección (con situación equidistante respecto a la fibra neutra de flexión) ofrece como resultado la deformación debida a la flexión, eliminando la posible deformación debida a esfuerzos axiales. En este caso en particular del test de vibración forzada sin disipadores, se puede suponer que el desplazamiento máximo del pórtico es igual al medido por el transductor W1x. A partir de los valores máximos medidos en la frecuencia de resonancia se establece el valor de la constante k (0.1583) que servirá para evaluar el desplazamiento relativo en el resto de tests efectuados.

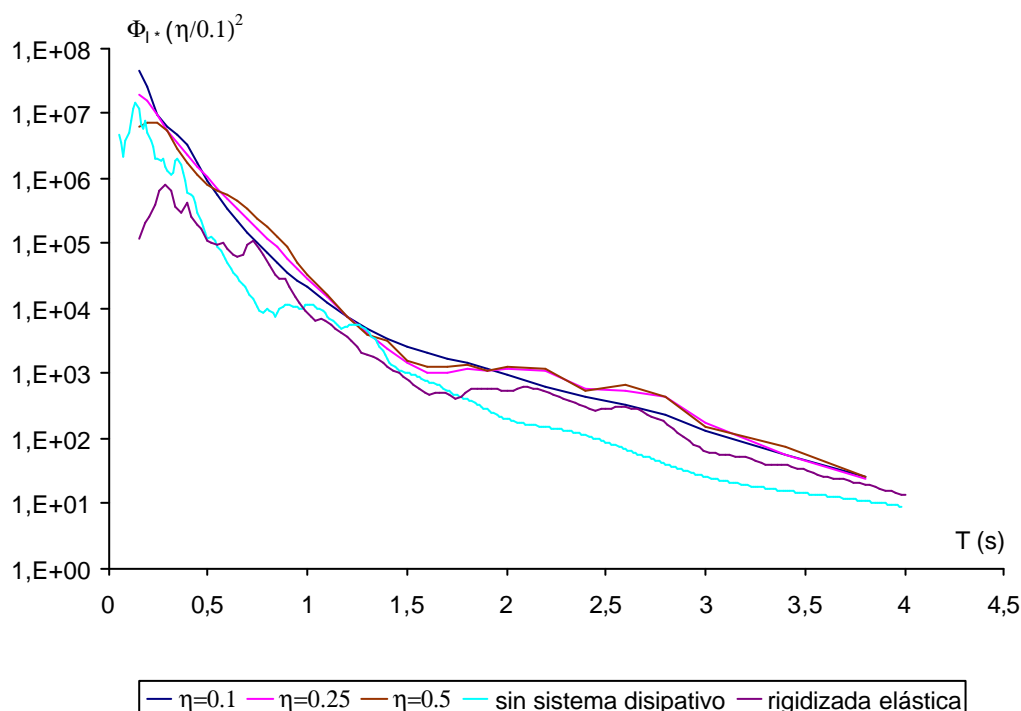
Apéndice II

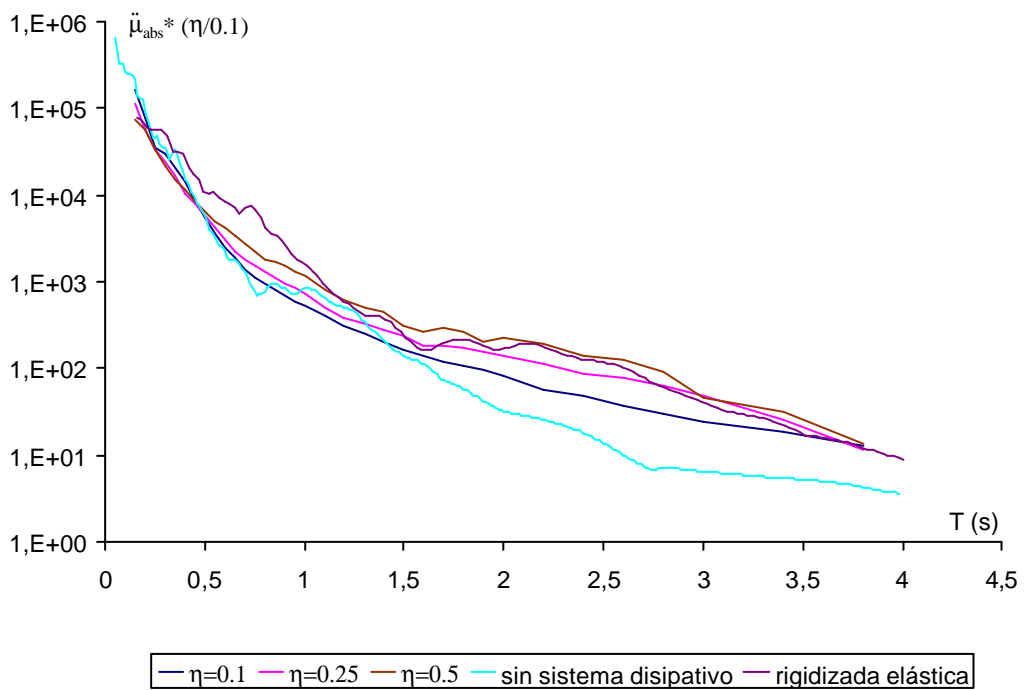
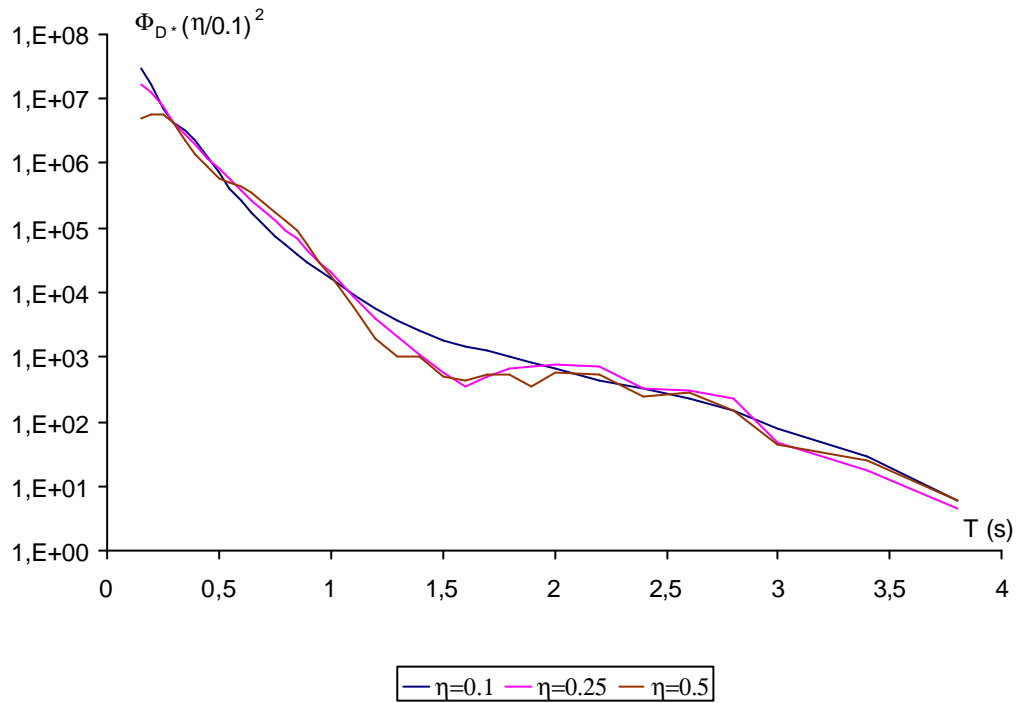
ESPECTROS NO LINEALES DE RESPUESTA

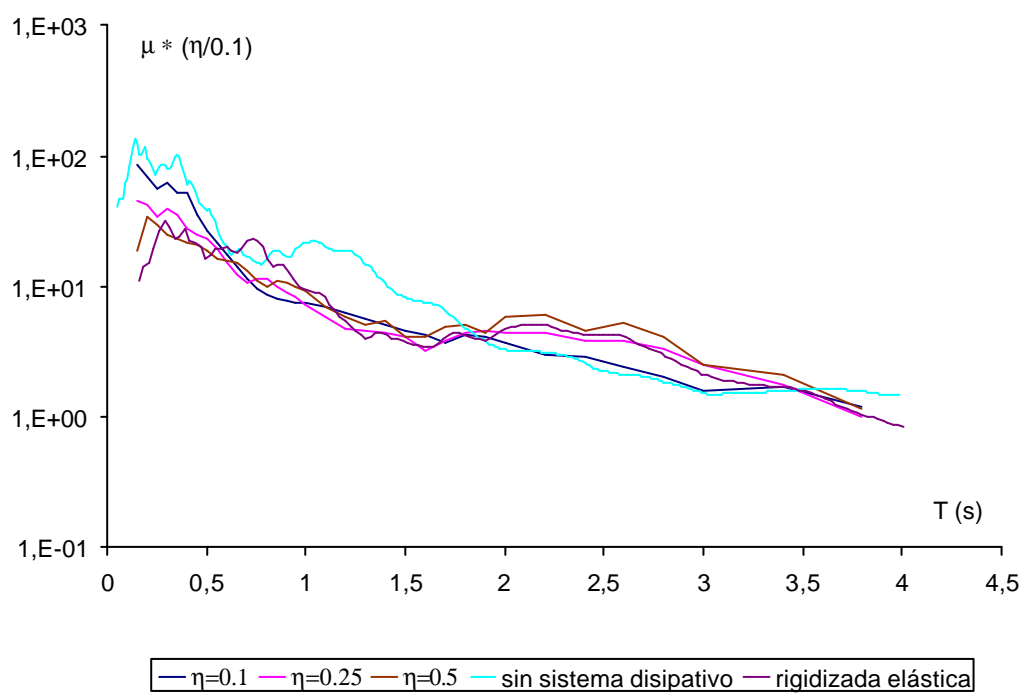
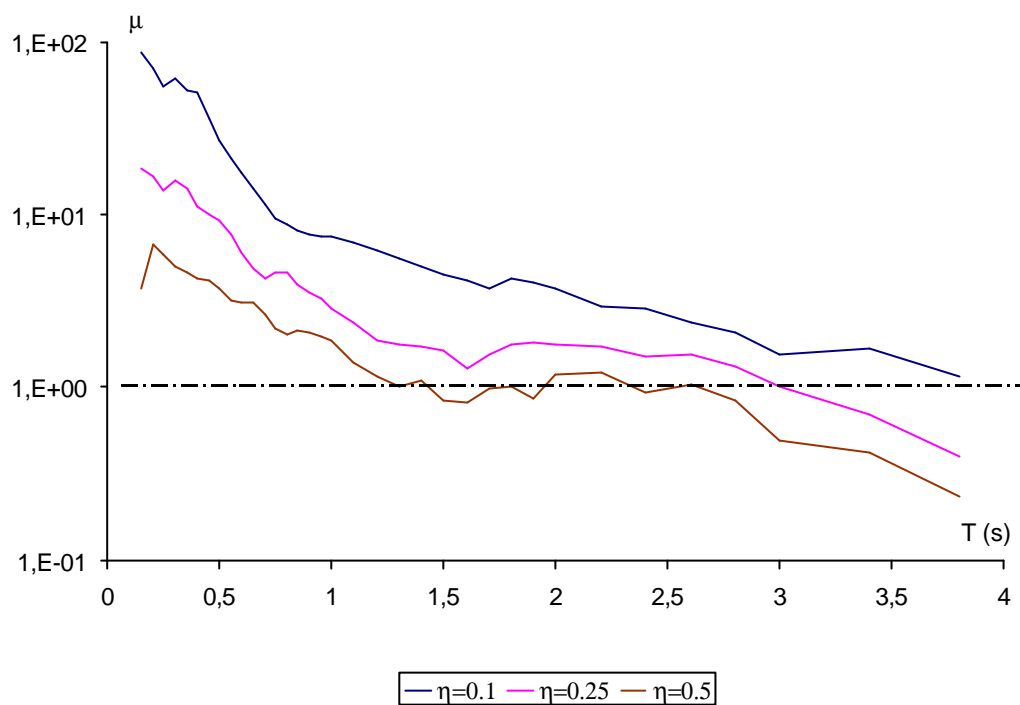
Los espectros de respuesta que a continuación se disponen se corresponden a tres registros de movimientos tipo "far field motion": Loma Prieta - Santa Cruz, 1989 (componente N-S), Imperial Valley - El Centro, 1940 (componente N-S) y Kern County - Taft Lincoln Tunnel, 1952 (componente N21E). Con su promedio se han obtenido los espectros de respuesta que figuran en el capítulo 6°.

II.1 ESPECTROS DE RESPUESTA CORRESPONDIENTES A LOMA PRIETA, REGISTRO DE SANTA CRUZ (1989), COMPONENTE N-S

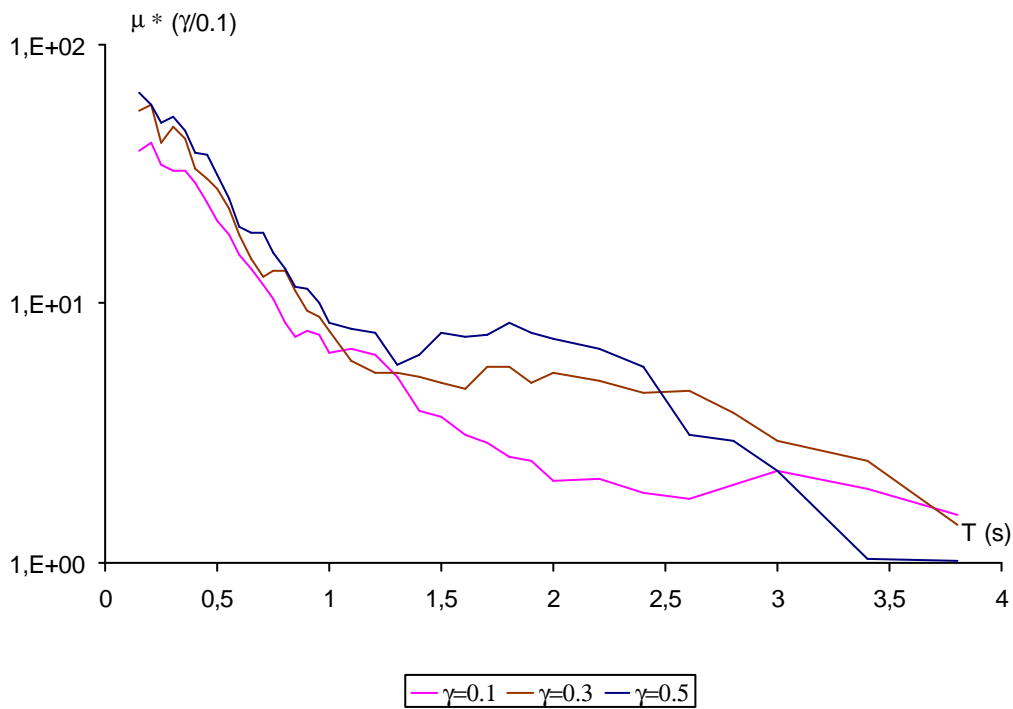
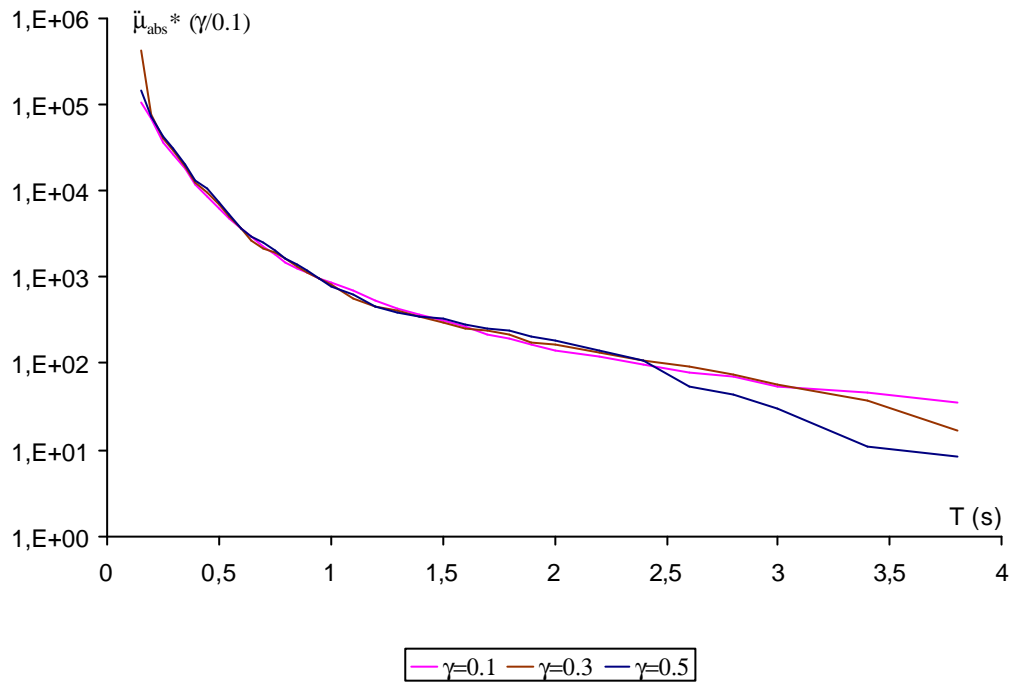
II.1.1 Espectros con $g = 0.3$ y $x = 0.05$





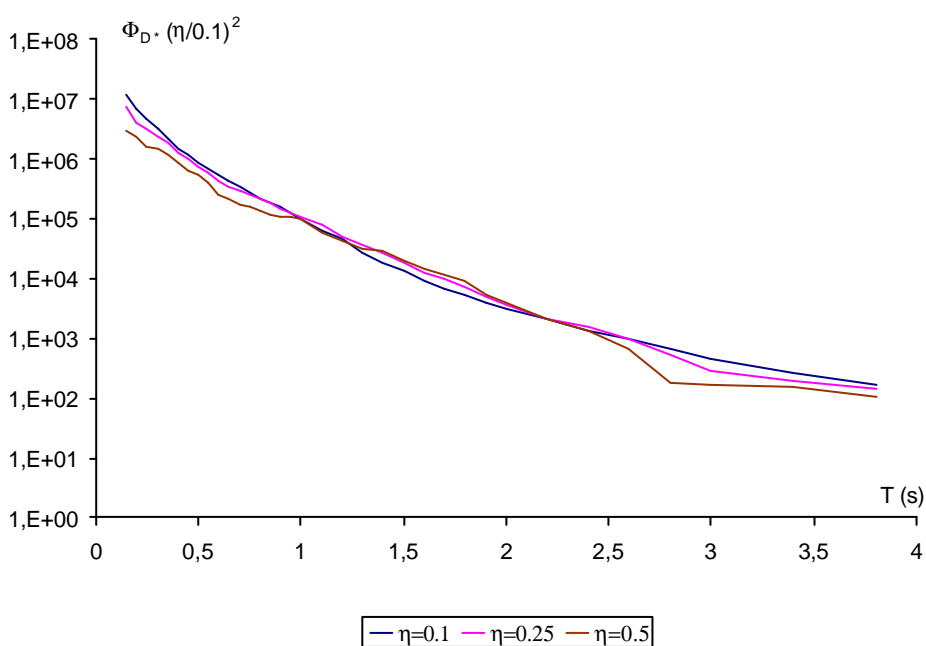
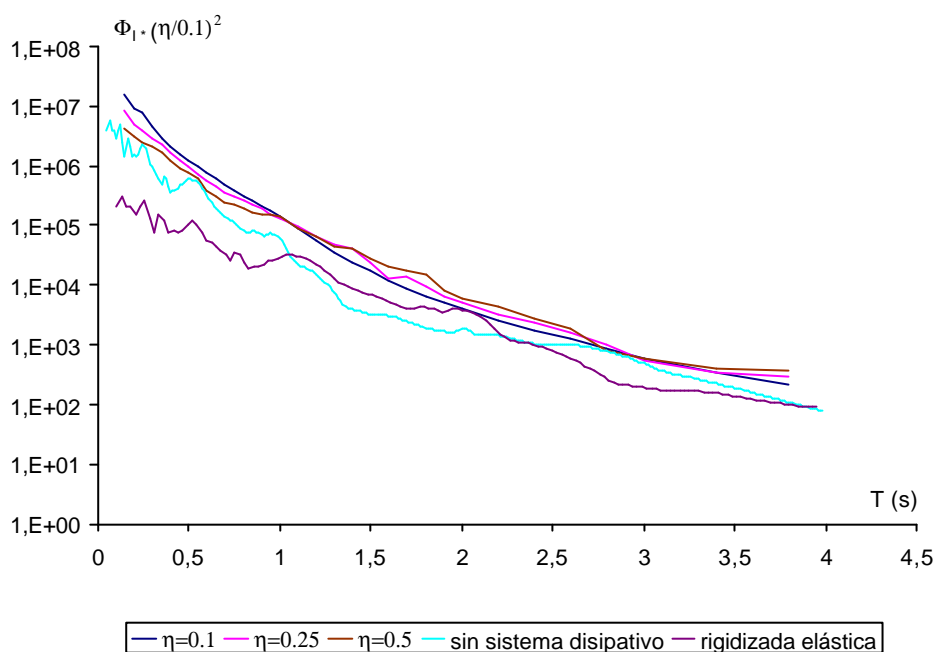


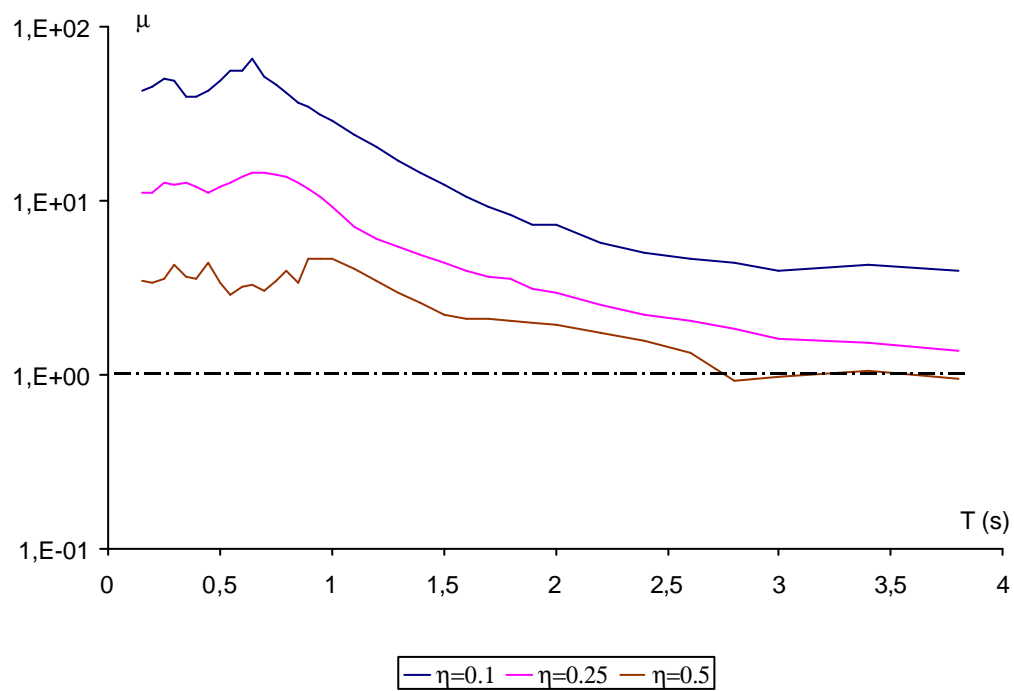
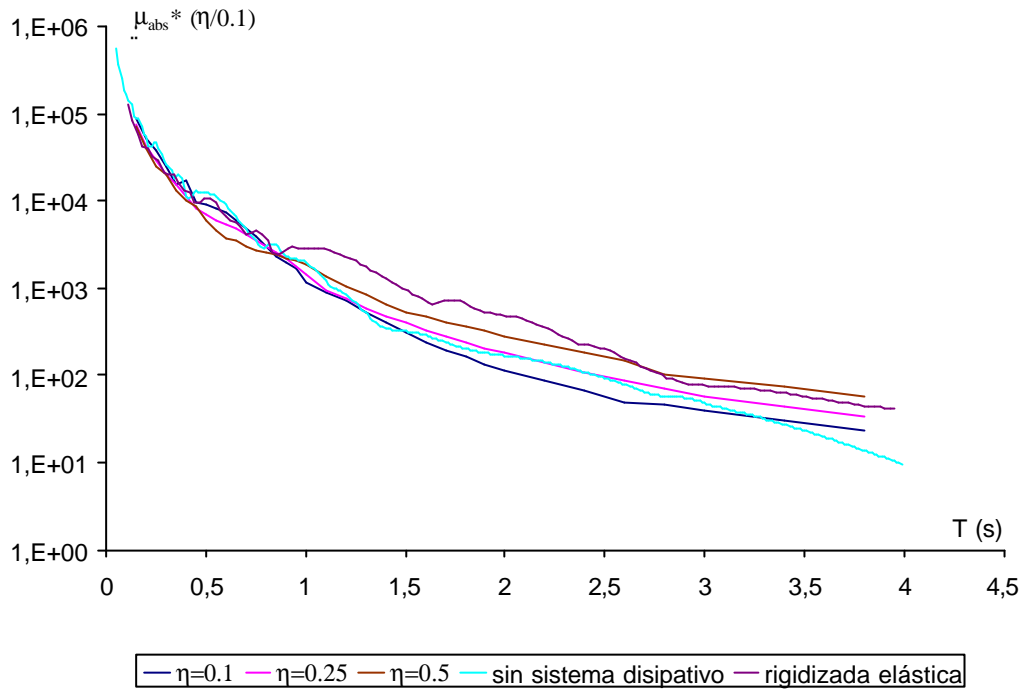
II.1.2 Espectros con $h = 0.25$ y $x = 0.05$

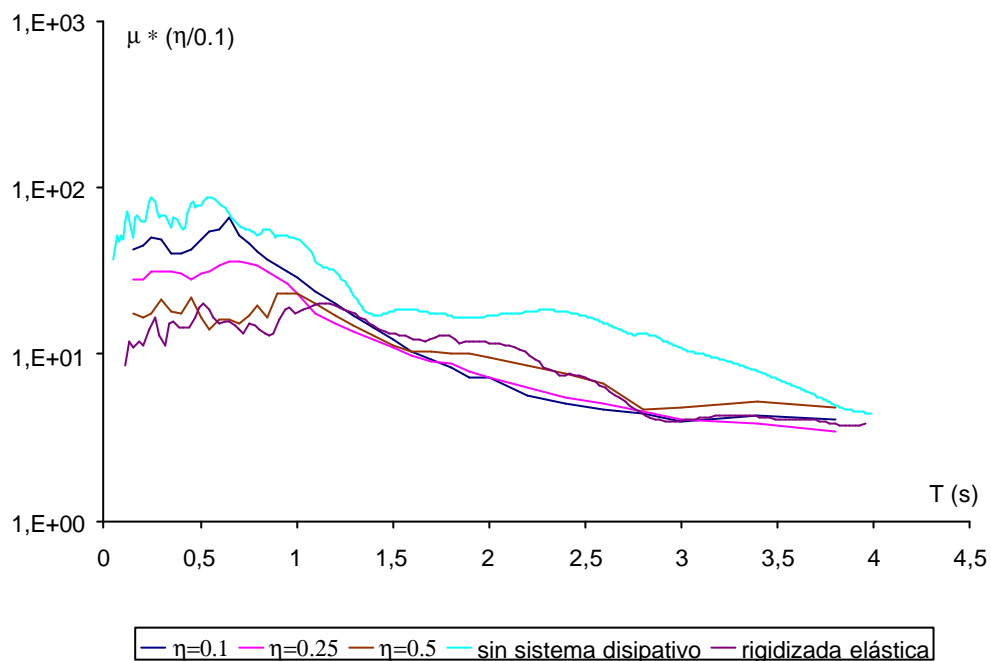


II.2 ESPECTROS DE RESPUESTA CORRESPONDIENTES A IMPERIAL VALLEY , REGISTRO DE EL CENTRO (1940), COMPONENTE N-S

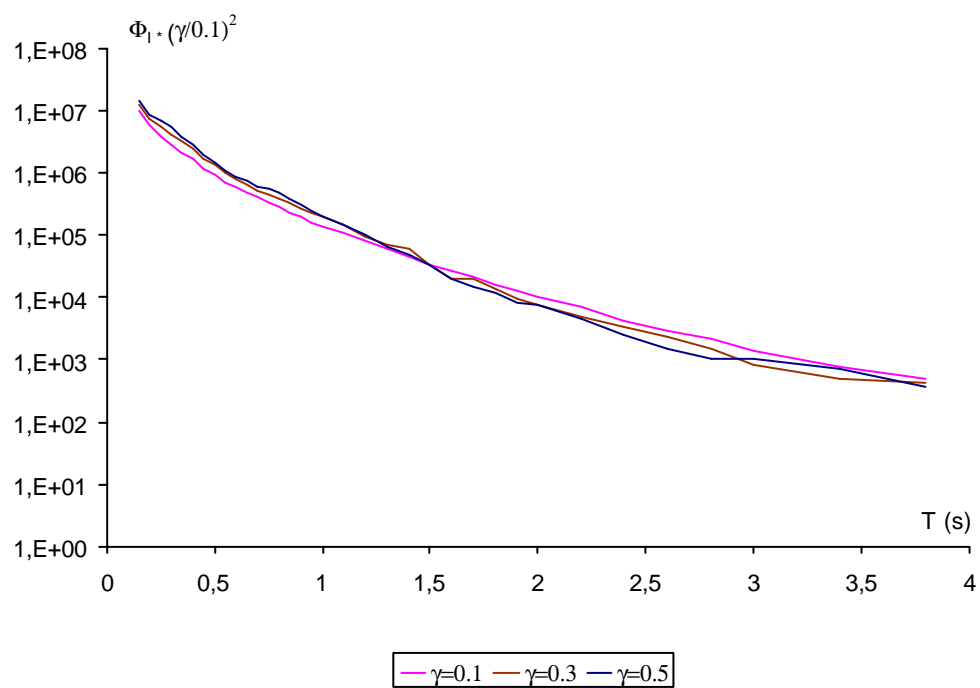
II.2.1 Espectros con $g = 0.3$ y $x = 0.05$

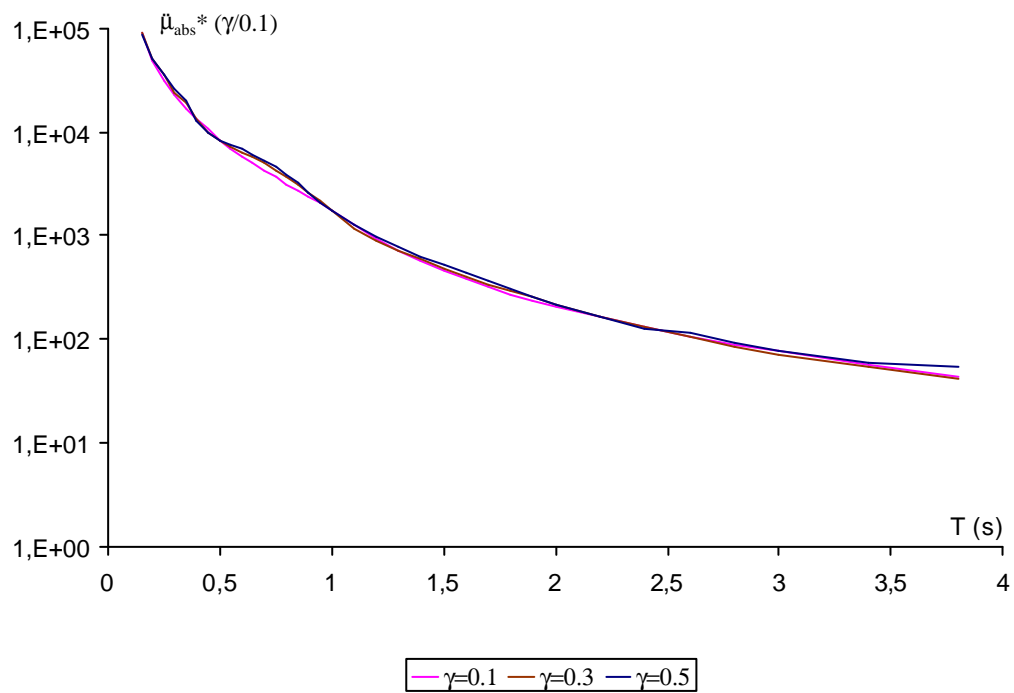
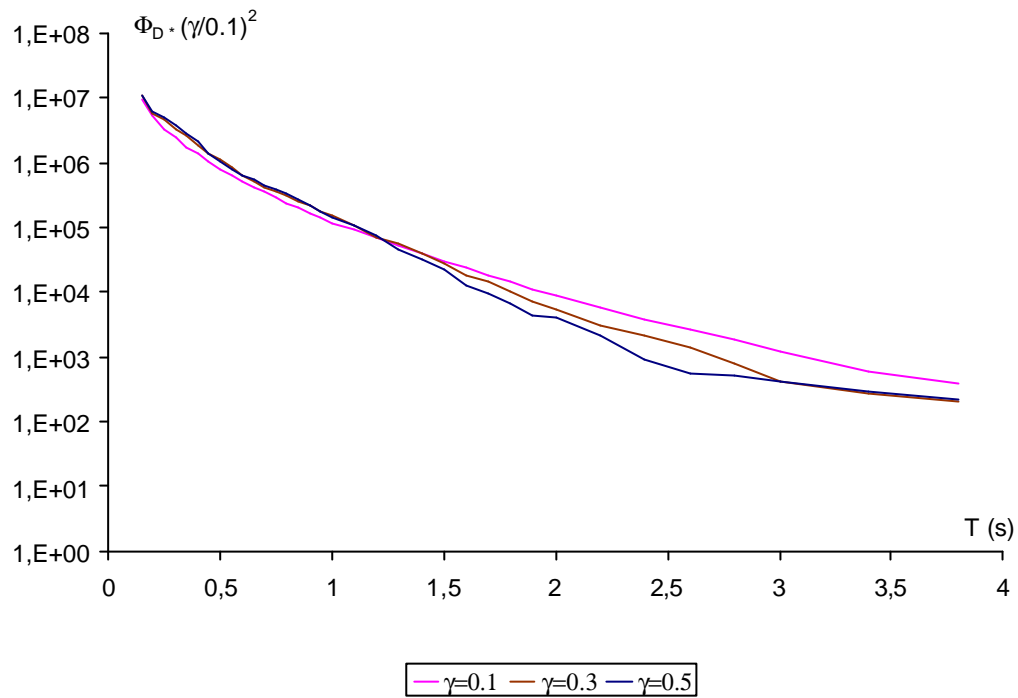


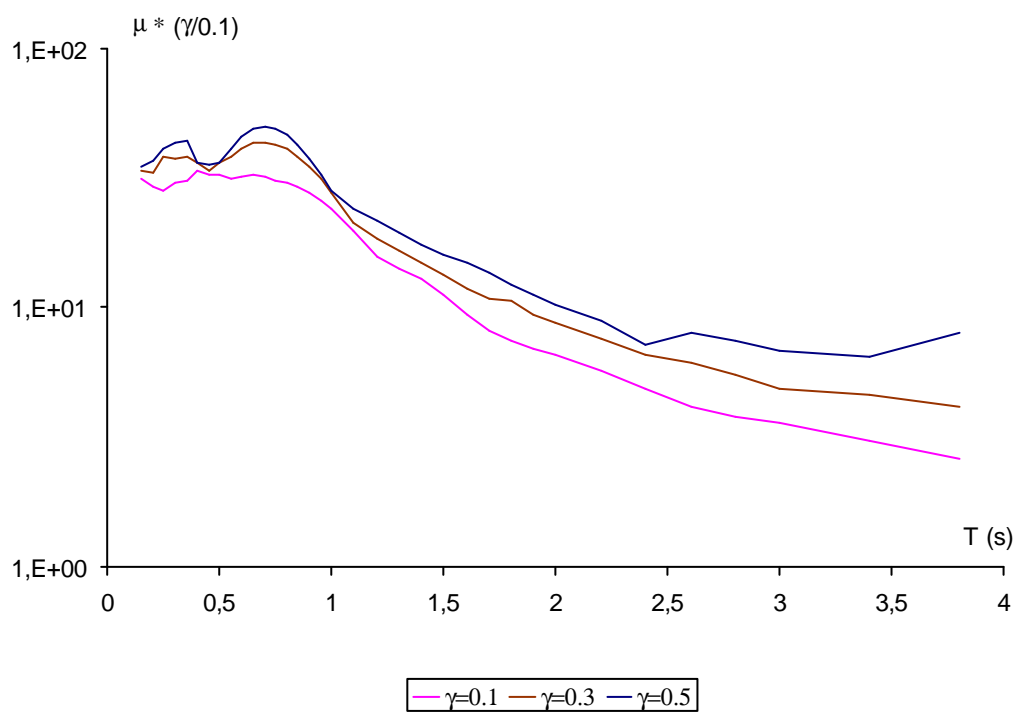
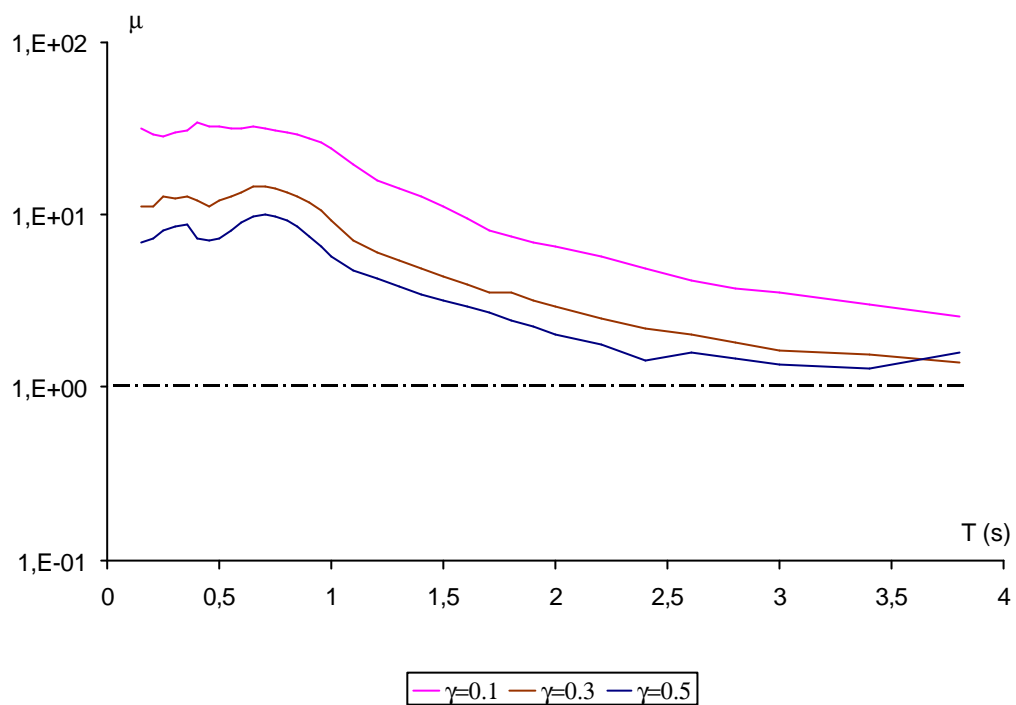




II.2.2 Espectros con $h = 0.25$ y $x = 0.05$

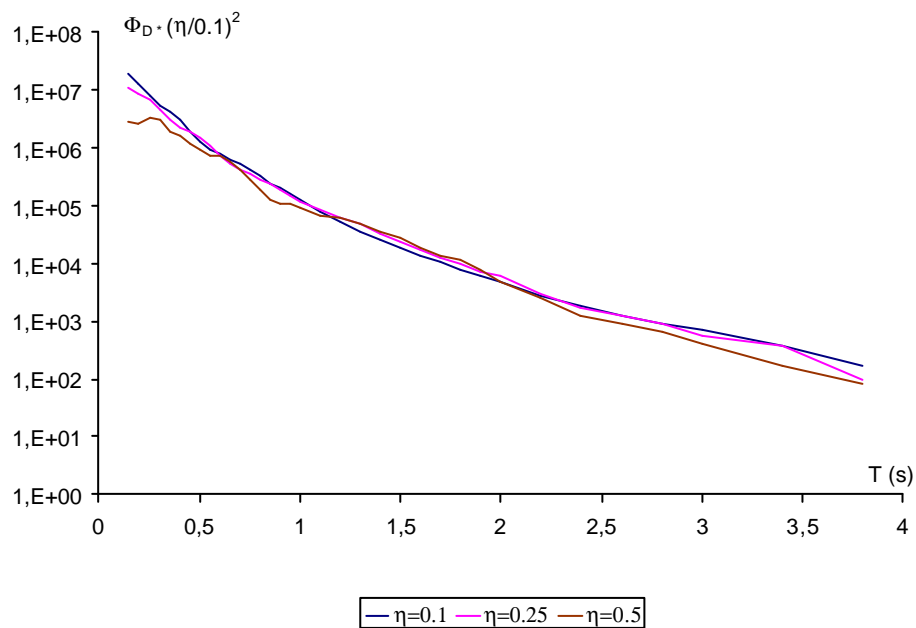
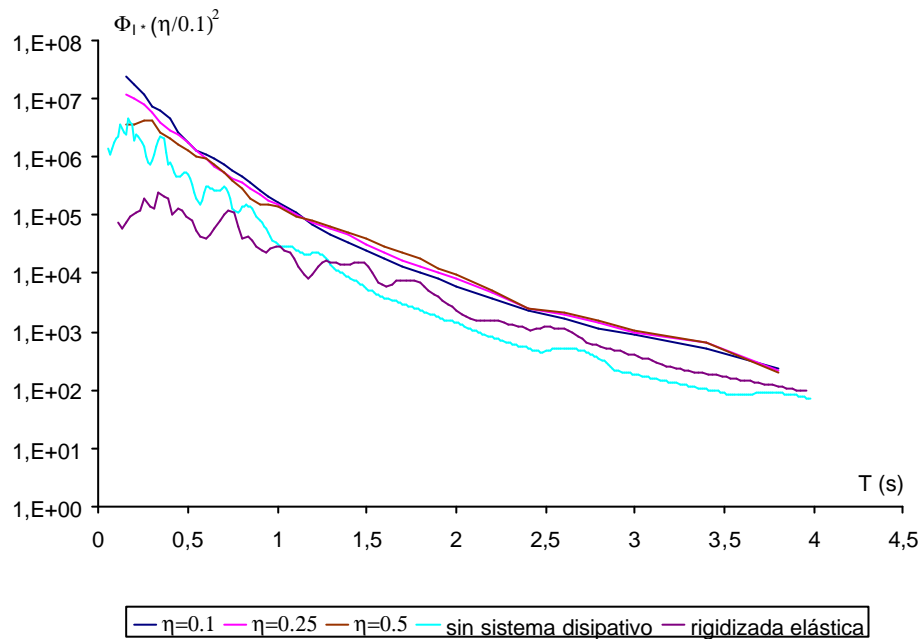


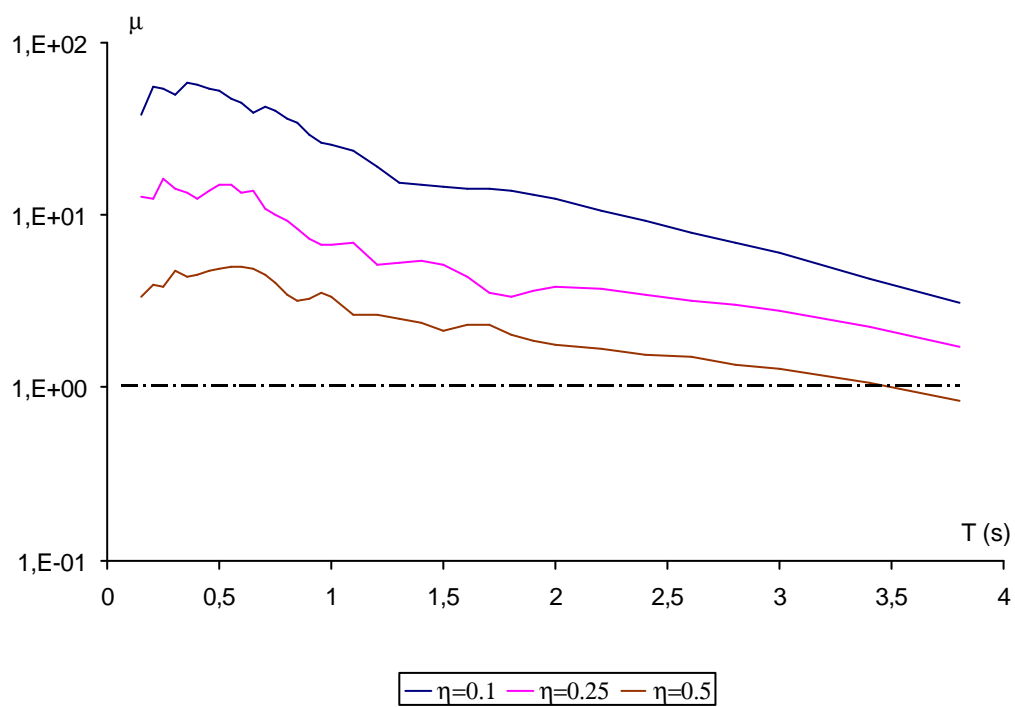
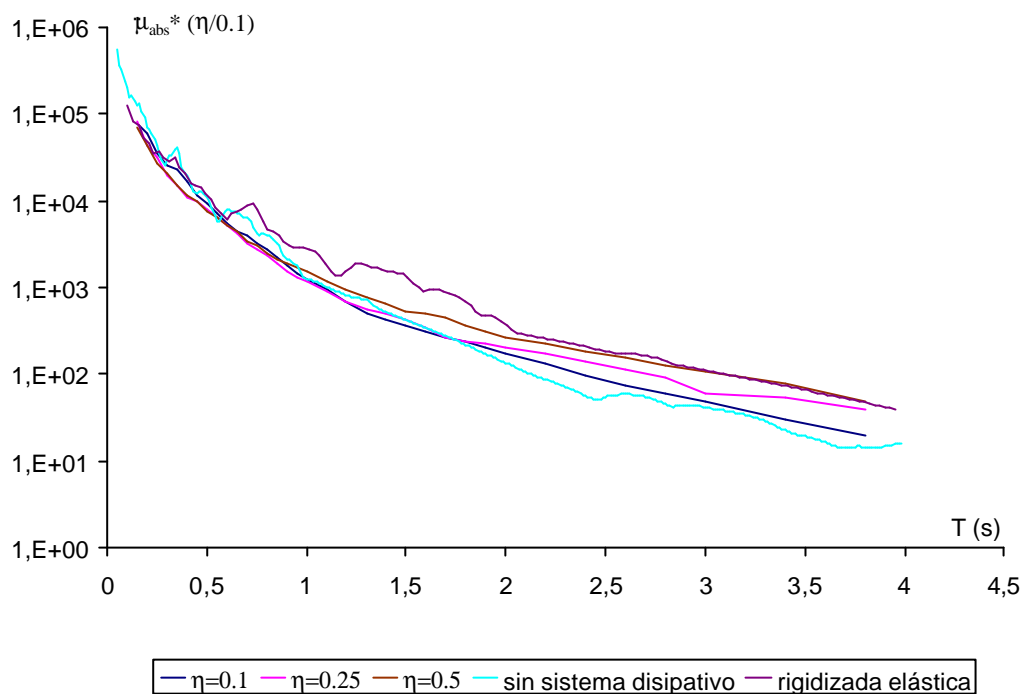


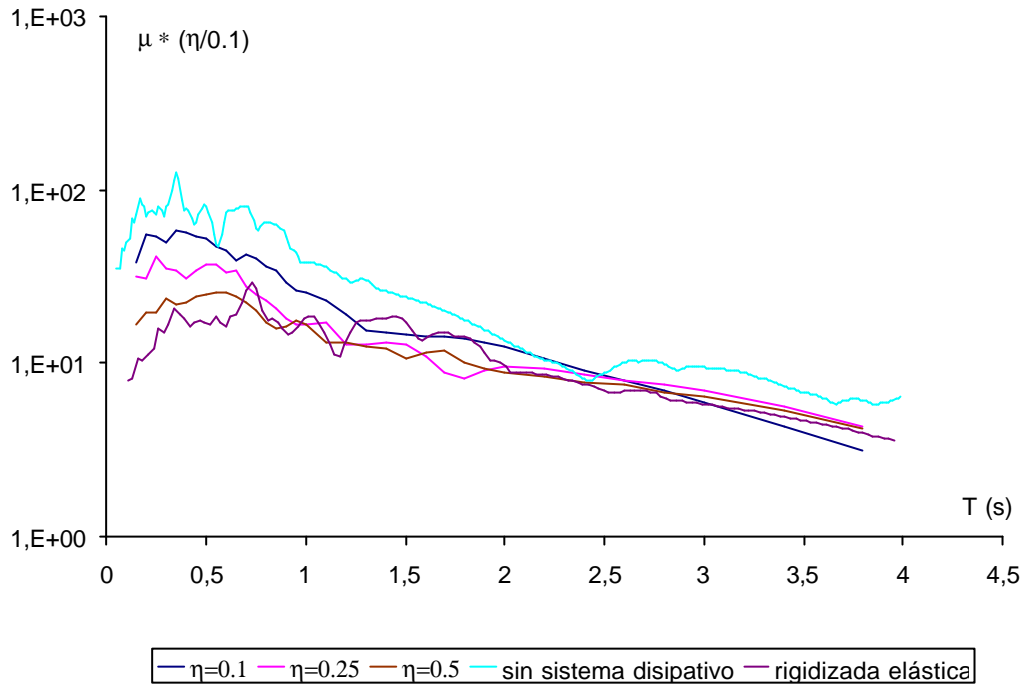


II.3 ESPECTROS DE RESPUESTA CORRESPONDIENTES A KERN COUNTY, REGISTRO DE TAFT LINCOLN TUNNEL (1952), COMPONENTE N21E

II.3.1 Espectros con $g = 0.3$ y $x = 0.05$







II.3.2 Espectros con $h = 0.25$ y $x = 0.05$

