

テンション材用粘弾性減衰機構の実験的研究

DYNAMIC TESTS ON VISCOELASTIC DAMPERS DIRECTLY CONNECTED
TO TENSION STRINGS竹内 徹*1, 柴田正樹*2, 金田勝徳*3, 岩田 衛*4
和田 章*5, 斎藤公男*6Toru TAKEUCHI, Masaki SHIBATA, Katunori KANEDA,
Mamoru IWATA, Akira WADA and Masao SAITO

Tension strings are useful for stiffening structures with minimum material, and act as compression members when pretension forces are introduced. If practical damping-system for these strings exists, they will enlarge design freedom by reducing and stabilizing structure's response against seismic or wind forces. In this paper, visco-elastic material with elastic spring is experimentally studied as additional damping-system connected directly to strings and keeping their pretension forces. The basic characteristics and effects of this damper are tested using real-size mock-up model, followed by checking against theoretical values proposed by authors.

Keywords : Steel structure, Tension structure, Vibration Control, Viscoelastic Material

鉄骨構造, テンション構造, 制振, 粘弾性体

1. 序

テンション構造を始め、各種の構造に使用されるケーブルやロッドなどのテンション材(ストリング)は、初期張力を与えることにより見かけ上圧縮材としても働き、空間構造における付加剛性要素として広い応用範囲を持つ。一方、これらの部材を用いた構造は最大設計荷重に対し弾性設計を行うことが基本であり、塑性設計を前提としたビル架構に比べ構造体自身に風や地震に対するエネルギー吸収機構を有しないものが多い。もしテンションストリングに対し直列に組み込むことのできる付加減衰機構を作れば、同種の構造の適用範囲の拡大に寄与できるものとする(図1)。例えば地震外乱に対しては、応答スペクトルが不安定な短固有周期領域に位置する構造物の応答を低減・安定させる効果があり、風外乱に対しては、軽量・低剛性の屋根の空力不安定振動を抑止する効果が期待できる¹⁾⁻³⁾。

筆者らは前報⁴⁾で、テンションストリング用の付加減衰機構として図2に示すようなばね付き粘弾性体の概念を提案した。粘(弾)性体は、それ自身が変位比例型の静的剛性を持たないためにストリングに直列に配置した場合、導入された初期張力を保持することはできない。しかし同図に示すようにこれを弾性ばねと組み合わせることによって初期張力を伴うテンションストリング

用付加減衰(ダンパー)を構成することが可能である。この場合粘(弾)性体はストリングの軸力変動に伴う内蔵ばねの弾性変位速度に対し減衰効果を発揮することになる。ばね付き粘弾性体をテンションストリングに接続し、構造体の振動制御を図る適用形態としては図1に示すように様々なものが考えられる。

前報においては粘弾性体を図3に示すように単純な Kelvin-Voigt モデルとした場合、ダンパーが構造物に組み込まれたときの等価剛性および等価減衰は、粘弾性体に対する内蔵ばね、直列ストリング、構造フレームのそれぞれの剛性比をパラメータとして、陽な形で表現できる事、またその結果は分数次導関数⁷⁾⁻⁹⁾による時刻歴応答解析結果と良い対応を示す事を明らかにした。また、内蔵ばね・粘弾性体剛性比 K_s/K_d が低いほど、直列ストリング・粘弾性体剛性比 K_b/K_d が高いほど等価減衰は大きくなる事、 K_b/K_d が4程度以下になると等価減衰定数に与える環境温度の依存性はほぼ無くなる事を示した。しかしながらこれらの傾向は解析上検証されたものであり、実機において同様の特性が見られるかどうか、及び評価式の妥当性を確認する必要がある。

そこで、本論においてはばね付き粘弾性体機構を実際に製作し、これにモデル化したストリングを接続して各振動数・振幅下における動的実験を行う事により、ダンパー+ストリング系の等

*1 新日本製鐵(株) 部長代理・工修

*2 (株)構造計画研究所 工修(当時 東京工業大学大学院生)

*3 構造計画(株)代表

*4 神奈川大学 教授・工博

*5 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

*6 日本大学理工学部 教授・工博

Senior Manager, Nippon Steel Corp., M. Eng.

Kozo Keikaku Engineering Inc., M. Eng. (Previous: T.I.T. Grad. Student)

Kozo Keikaku Plus-one Ltd.

Prof., Kanagawa Univ., Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Nihon Univ., Dr. Eng.

価剛性および等価減衰を測定し、その特性を実験的に研究する事を目的とする。この結果得られた特性を前報の結論と比較すると共に、提案した評価式の妥当性を確認する。また、テンション材に撓みが生じない内蔵ばね・粘弾性体剛性比 K_s/K_d の最低値およびランダム波に対する応答評価についても検証を行う。

2. 実験パラメータの設定

前報で示したように、粘弾性体を図3に示すような Kelvin-Voigt モデルとした場合、ばね付き粘弾性体(ダンパー)の履歴曲線は粘弾性体と内蔵ばねの和の弾性剛性に粘弾性体の粘性履歴が加算された形で表現できる。粘弾性体のせん断剛性率 k_d および減衰係数 c を文献9)に従い下式で与える。

$$k_d = a_0 f^{a_1} \gamma_s^{a_2} e^{a_3 q} \quad (1)$$

$$c = b_0 f^{b_1} \gamma_s^{b_2} e^{b_3 q} \quad (2)$$

ここに f : 振動数 (Hz)、 γ_s : せん断歪振幅、 q : 温度 (°C) を示す。 $a_0, a_1, a_2, a_3, b_0, b_1, b_2, b_3$ は材料毎に設定される定数であり、本論ではアクリル粘弾性体を想定し表1付記に示す値を用いる。このとき粘弾性体のせん断剛性および損失係数は次式で表わせる。

$$K_d = k_d A_s / t, \quad \eta_d = c\omega / k_d \quad (3)$$

ここに K_d 粘弾性体せん断剛性 (kN/mm)、 A_s : 粘弾性体総面積 (mm²)、 t : 粘弾性体厚 (mm)、 ω : 円振動数 (Hz) である。この時、ばね付き粘弾性体の等価剛性 K'_s ・損失係数 η_s は、

$$K'_s = K_d + K_s \quad (4)$$

$$\eta_s = \eta_d / (1 + K_s / K_d) \quad (5)$$

また、このダンパーに直列ストリングが接続された場合の等価剛性 K_s 、損失係数 η_s 、等価減衰定数 h_s は、

$$\Gamma_s = 1 + \eta_s^2 / (1 + K_b / K'_s) \quad (6)$$

$$K_a = 1 / (1 / K'_s / \Gamma_s + 1 / K_b)$$

$$= K_d / [(1 + K_s / K_d + K_b / K_d) / (1 + K_s / K_d) \{ (1 + K_s / K_d + K_b / K_d) + \eta_d^2 / (1 + K_s / K_d) \} + 1 / (K_b / K_d)] \quad (7)$$

$$\eta_a = \eta_s / [1 + (1 + \eta_s^2) K'_s / K_b]$$

$$= \eta_d / [1 + K_s / K_d + (1 + K_s / K_d)^2 / (K_b / K_d) + \eta_d^2 / (K_b / K_d)] \quad (8)$$

$$h_s = \eta_a / 2 \quad (9)$$

で表現できる。(7), (8) 式においてダンパー+ストリング系の等価剛性及び等価減衰は内蔵ばね・粘弾性体剛性比 K_s/K_d 、ストリング・粘弾性体剛性比 K_b/K_d の関数となっている。これより、これらの値をパラメータとして変化させた実機機構を製作する事とする。製作する実機機構はダンパー+ストリング系のモデルであり、これらが取り付けられる構造物全体の等価剛性 K_{eq} ・等価減衰 h_{eq} は前報6)で示したように(6)~(9)式で得られる K_{eq} ・ h_{eq} と構造体の剛性 K_s により求めることができる。

図4に製作したばね付き粘弾性体機構及び試験装置を示す。

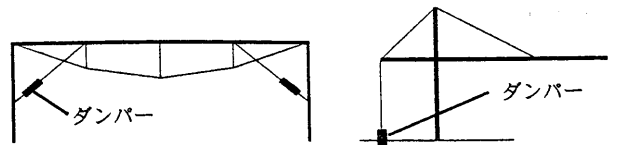


図1 ダンパーの空間構造適用例

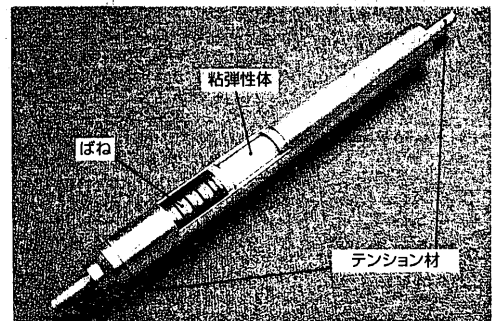
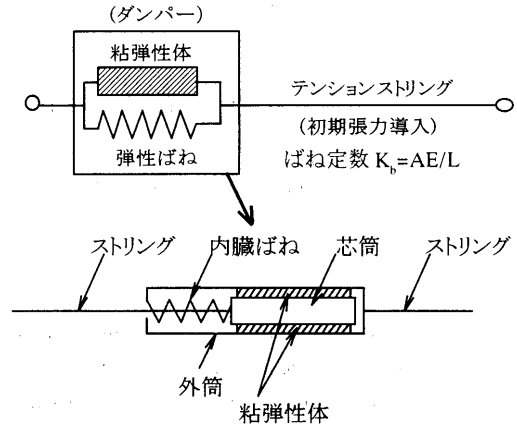


図2 ばね付き粘弾性体の概念

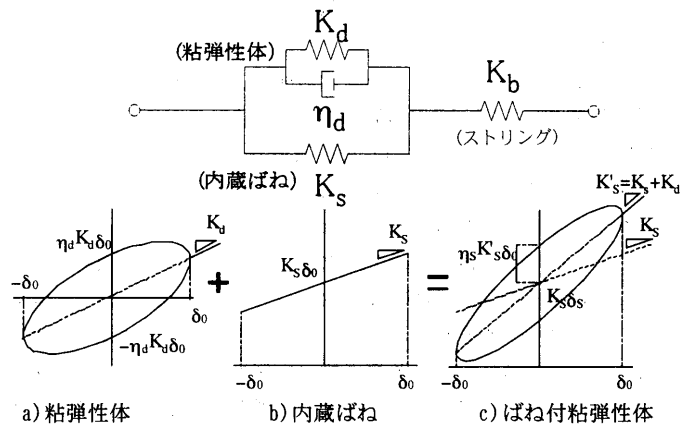


図3 Kelvin-Voigt 要素によるダンパーのモデル化

実機機構は鋼製外筒と芯筒の2重構造より成り、それぞれが両端に直列されたストリングに接合されている。両者間にはアクリル系粘弾性体が貼付され、かつ弾性ばねが挿入される事により、外筒と芯筒の相対変位に対し粘弾性体と内蔵ばねの双方が抵抗するようにしてある。この機構により、粘弾性体と内蔵ばねの並列機構が実現できる。内蔵ばねには皿ばねを使用し、別途荷重試験を実施し荷重変形関係が線形となる範囲で使用する。今回は粘弾性体量や内蔵ばね剛性等のパラメータを変化させた実験を目的とする為、機構は粘弾性体と皿ばねは剛性の異なる数種を交換できるように製作する。また、直列ストリングは現実の想定長さが数

表1 試験体の設定パラメータ

ダンパー 試験体名	粘弾性体						直列ストリング								
	温度 q (°C)	面積 A _d (cm ²)	厚 t _d (mm)	剛性 K _d (kN/mm)	剛性 K _s (kN/mm)	比 K _s /K _d	0mモデル 試験 No.	剛性 K _b (kN/mm)	比 K _b /K _d	17mモデル 試験 No.	剛性 K _b (kN/mm)	比 K _b /K _d	38mモデル 試験 No.	剛性 K _b (kN/mm)	比 K _b /K _d
A	12	1038	8	4.54	1.32	0.29	A1	∞	∞	A2	12.17	2.68	A3	5.47	1.20
	32			1.05		1.26	(7.5 x 10 ²)	(5.7 x 10 ²)	B2	12.17	2.68	B3	5.47	1.20	
B	12	1038	8	4.54	2.73	0.60	B1	∞	∞	B2	12.17	2.68	B3	5.47	1.20
	32			1.05		2.60	(7.5 x 10 ²)	(5.7 x 10 ²)	C2	12.17	5.36	C3	5.47	2.41	
C	12	519	8	2.27	2.73	1.20	C1	∞	∞	C2	12.17	5.36	C3	5.47	2.41
	32			0.53		5.20	(7.5 x 10 ²)	(5.7 x 10 ²)						10.40	

*粘弾性体特性は、式(1),(2)において、 $a_0=0.84$, $a_1=0.3$, $a_2=-0.24$, $a_3=-0.073$, $b_0=0.214$, $b_1=-0.53$, $b_2=-0.089$, $b_3=-0.1$ とする。
K_bは 振動数1.0Hz、振幅10mmにおける値を示す。

10mに及び実験装置内に治める事が困難なため、これに関しても皿ばねを組み合わせて等価な軸剛性を持つモデル化ストリング材を製作し、ダンパーに接合する。モデル化ストリングは、現実のストリングが圧縮場で弛緩し圧縮力を伝えないのと同様に、圧縮に転じると弛緩し軸力を伝達しない機構とする。

設定した試験パラメータを表1に示す。粘弾性体は厚さを8mmとし、表面積が1,038cm²および519cm²の2種類を用意し、内蔵ばねは皿ばねの組み合わせによりK_s=1.32kN/mm、2.73kN/mmの2種を用意する。また直列ストリングは75φのロッドを直接固定点に接合したK_b=∞モデルに加え、径36φのロッド長17mの軸剛性に当たるK_b=12.17kN/mmおよび長38mの軸剛性に当たるK_b=5.47kN/mmの計3種を用意する。これらを組み合わせ、内蔵ばね・粘弾性体剛性比K_s/K_d=0.29~5.2、ストリング・粘弾性体剛性比K_b/K_d=1.20~∞の試験体を設定した。環境温度は室温(12℃前後)とするが、温度変化の影響を確認するためA3のケースのみ32℃の試験を行う。このそれぞれにおいて振動数0.5、1.0、2.0、3.0(Hz)、最大変位5、10、15、20(mm)(A3-32℃は10、20mmのみ)の計152ケースに付いて定常振幅加力下における挙動を測定する。

初期張力はAシリーズで40kN、B、Cシリーズで70kNとする。初期張力導入はセンターホールジャッキにより内蔵ばね側のロッドを引き出した状態で張力保持ナットを固定した後、粘弾性体の固定及びダンパーの取り付けを行うことにより、初期張力導入状態で粘弾性体のせん断歪が0となるようにする。加力は500kN・50cm/secアクチュエータにより行い、それぞれ初期張力を保持した状態を始点とした10サイクルの全体変位制御正弦波入力を行い、合わせて熱伝対による粘弾性体の温度変化を測定する。試験状況を写真1,2に、また内蔵ばねおよびモデル化ストリングに使用した皿ばね仕様を表2に示す。皿ばねは2種類のものを並列・直列に組み合わせることにより5種類のばねを構成する。

表2 内蔵ばねおよびモデル化ストリング仕様

内蔵ばね	ストリング	K _s =1.32	K _s =2.73	K _s =6.09	K _b =5.47	K _b =12.17
皿ばね 単体	内径 d(mm)	77	77	77	K _s =2.73 x2	K _s =6.09 x2
	外径 D(mm)	150	150	150		
	厚さ t(mm)	6	6	9		
	高さ H ₀ (mm)	10	10	12		
	剛性 k _s (mm)	14.6	14.6	48.7		
	許容変位 0.75(H ₀ -t)	3.0	3.0	2.4		
組合せ	並列数 n	2	3	2		
	直列数 m	11	8	8		
	全個数 2nm	44	48	32		
	全剛性 nk _s /2m	1.32	2.73	6.09		
	全長 2m(H ₀ -t)	352	352	339		
	許容変位 1.5m(H ₀ -t)	66	48	38		

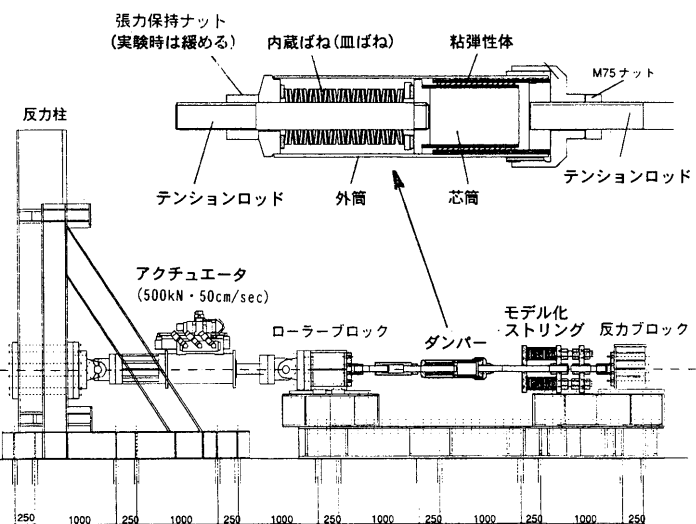


図4 ばね付き粘弾性体実機機構および実験装置

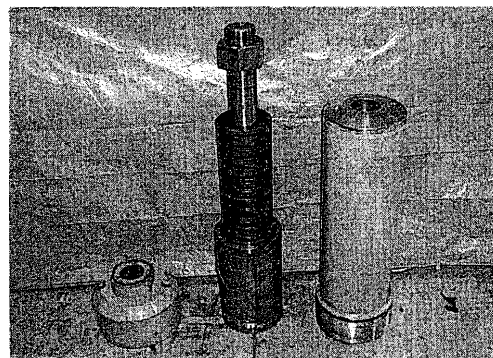


写真1 ダンパー構成

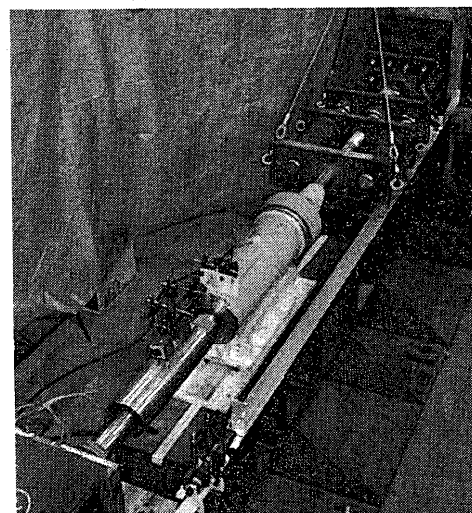


写真2 実験状況

3. 定常振動下における応答性状および評価式との比較

ダンパーの試験に先立ち行った粘弾性体を除く内蔵ばねのみの動的載荷時の荷重 - 変形関係を図5に示す。

図5を見ると、皿ばねの剛性は正加力方向ではほぼ設計値通りとなっているが、負加力方向ではやや低下し、ばね自身がわずかながら減衰履歴ループを持っている事を示している。この性状は皿ばねにグリースを塗布する事により減少する事から皿ばね同志の接触による摩擦減衰と考えられる。内蔵ばね $K_s=2.73\text{kN/mm}$ は接触面積数から $K_s=1.32\text{kN/mm}$ より減衰定数が高い。

次に粘弾性体を含む各ダンパーの加力実験の結果得られた履歴ループの一部を図6～図12に実線で示す。各図中、●が初期状態であり、変位の大きな楕円が全体の応答、小さな楕円がダンパー部分のみの応答である。また各図中の点線は評価式(7)、(8)による理論楕円である。図6、7はそれぞれA2、A3の試験体に対し振動数1.0Hz、振幅10mmの定常波を与えた応答を示す。同じダンパーであるが、A3の方が直列ストリングの剛性が低い分ダンパー部への入力振幅が小さく反力も小さい。図8はA3のまま振幅を20mmとしたケースで、図6と同様に最小反力が圧縮側に転じ、モデル化ストリングの張力損失による弛緩が生じている事が解る。図9は図7と同条件であるが温度のみ32℃としたもので、粘弾性体の軟化により剛性及び反力は減少しているが、全体系の

中でのダンパー部の振幅は図7に比べ増加している事が解る。図10は図7と同条件で振動数を3.0Hzに上げた場合で、最小軸力が圧縮に転じていないにも関わらず、応答が理論値に比べ圧縮側で追随していない様子が観測される。図11、12はそれぞれB3、C3の1.0Hz、10mmの場合の履歴ループで、内蔵ばね $K_s=2.73\text{kN/mm}$ の履歴性状の影響で、特に最大変位側で全体履歴ループが理論値に比べ膨らんでいる様子が解る。図13にはA3、1.0Hz、10mmの場合のエネルギー入力の様子を示す。全体系に入力されたエネルギーはダンパー履歴の中で周期的に消費されている様子が解る。応答中の温度上昇は単位粘弾性あたりの入力エネルギーが最も大きいC3、20mm、3.0Hzで平均2.4℃であり、これは粘弾性体の比熱×密度 $\rho c_p=1.87\text{ N/mm}^2/\text{℃}$ としたときの入力エネルギー $1.1 \times 10^4\text{ kNmm}$ の約17%にあたる。これより熱に変換されたエネルギーは熱容量の大きい鋼製部材に逸散しているものと考えられる。

同様の応答結果ををA2、A3、B2、B3、C2、C3の全てのケースにおいて評価し、履歴ループより求めたダンパー+ストリング系の等価剛性および等価減衰を実験値としてまとめて表3に示す。履歴ループより等価剛性を求める方法としては、応答が安定した第2ループ目において最小2乗法により最適近似楕円を導き、その主軸の傾きより剛性を算出する。すなわち、

$$K_a = (\alpha_4\beta_1 - \alpha_2\beta_2) / (\alpha_1\alpha_4 - \alpha_2\alpha_3) \quad (10)$$

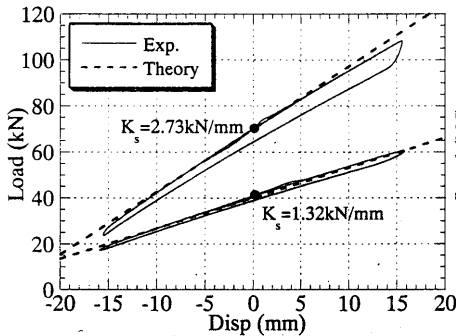


図5: 内蔵ばね(皿ばね)の履歴ループ

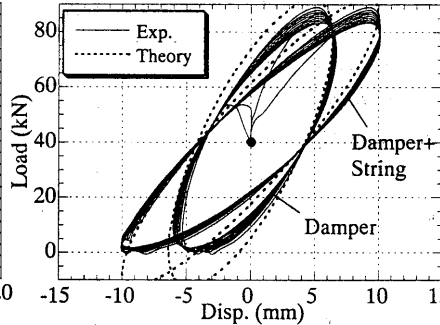


図6: A2試験体(1.0Hz, 10mm, 12℃)

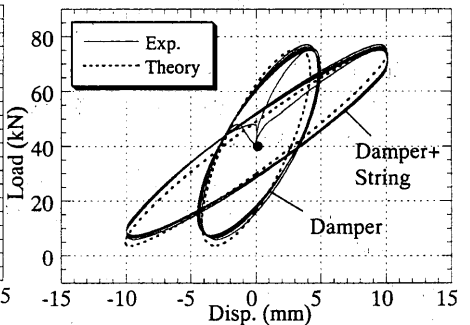


図7: A3試験体(1.0Hz, 10mm, 12℃)

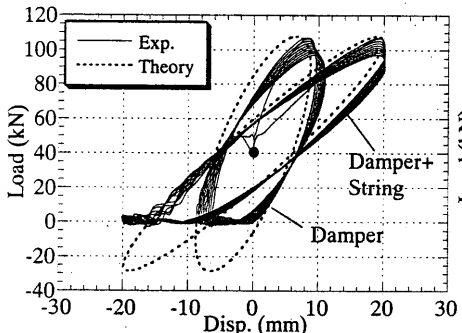


図8: A3試験体(1.0Hz, 20mm, 12℃)

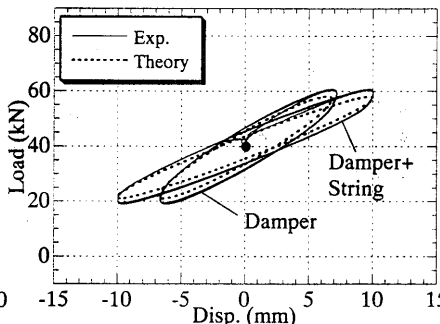


図9: A3試験体(1.0Hz, 10mm, 32℃)

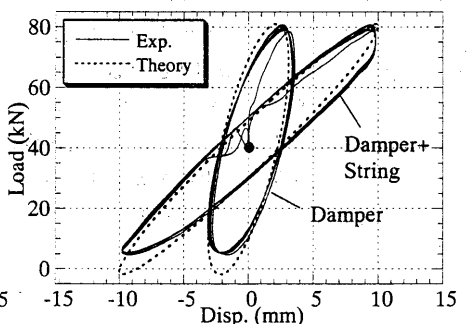


図10: A3試験体(3.0Hz, 10mm, 12℃)

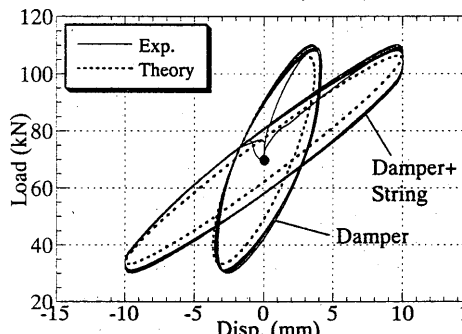


図11: B3試験体(1.0Hz, 10mm, 12℃)

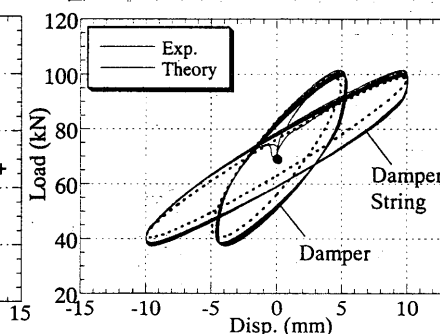


図12: C3試験体(1.0Hz, 10mm, 12℃)

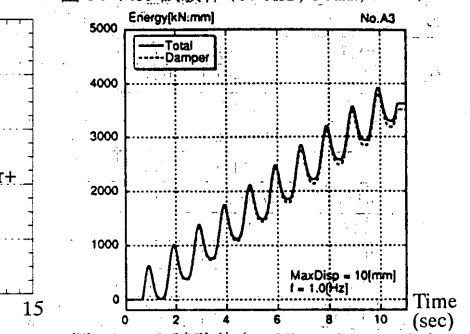


図13: A3試験体(1.0Hz, 10mm, 12℃)の吸収エネルギー

表3 ダンパー+ストリング系の等価剛性および等価減衰

振幅 δ_a (mm)	振動数(Hz)	0.50		1.00		2.00		3.00		0.50		1.00		2.00		3.00	
		理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値	理論式	実験値
試験体No.A2 ($A_d=1038, K_s=1.32, K_b=12.17$)																	
5.0	K_a (kN/mm)	4.37	3.88	5.09	4.58	5.95	5.39	6.51	5.78	3.23	2.93	3.59	3.38	3.95	3.8	4.16	3.93
	h_a (%)	20.3	25.7	20.7	24.3	20.2	22.0	19.5	20.0	12.5	22.0	11.8	20.5	10.7	17.9	9.9	16.8
10.0	K_a (kN/mm)	4.02	3.40	R		R		R		3.06	2.80	3.43	3.23	3.82	C		C
	h_a (%)	22.5	24.0	R		R		R		14.2	19.4	13.6	18.3	12.4	R		R
15.0	K_a (kN/mm)	R		R		R		R		R		R		R		R	
20.0	K_a (kN/mm)	R		R		R		R		R		R		R		R	
試験体No.A3 ($A_d=1038, K_s=1.32, K_b=5.47, q=12^\circ\text{C}$)																	
	δ_a (mm)	10.0		20.0		30.0		40.0		10.0		20.0		30.0		40.0	
	K_a (kN/mm)	1.59	1.83	1.71	1.93	1.85	2.05	1.95	2.07	8.3	14.3	10.1	15.9	12.0	18.1	13.1	20
	h_a (%)	1.51	1.69	1.62	1.78	R		R		8.4	12.5	10.4	14.7	R		R	
試験体No.B2 ($A_d=1038, K_s=2.73, K_b=12.17$)																	
試験体No.B3 ($A_d=1038, K_s=2.73, K_b=5.47$)																	
5.0	K_a (kN/mm)	4.92	4.42	5.54	4.89	6.28	5.64	6.77	6.06	3.44	3.50	3.73	3.91	4.04	4.26	4.22	4.21
	h_a (%)	15.6	21.6	16.6	22.8	17.0	20.7	16.7	19.0	9.5	21.4	9.5	20.0	9.0	17.3	8.6	15.5
10.0	K_a (kN/mm)	4.61	-	5.2	4.54	5.93	5.15	6.42	5.37	3.30	3.28	3.60	3.64	3.92	3.96	4.11	4.00
	h_a (%)	16.9	-	18.3	20.6	18.9	20.1	18.7	18.6	10.5	17.3	10.7	16.4	10.0	14.5	9.8	13.0
15.0	K_a (kN/mm)	4.5	-	5.01	4.24	R		R		3.22	3.14	3.52	3.46	3.85	3.74	4.04	3.79
	h_a (%)	17.6	-	19.2	19.5	R		R		11.2	16.1	11.4	15.7	11.1	13.8	10.6	12.4
20.0	K_a (kN/mm)	R		R		R		R		3.17	2.99	3.46	3.29	R		R	
	h_a (%)	R		R		R		R		11.6	15.1	11.9	14.9	R		R	
試験体No.C2 ($A_d=519, K_s=2.73, K_b=12.17$)																	
試験体No.C3 ($A_d=519, K_s=2.73, K_b=5.47$)																	
5.0	K_a (kN/mm)	3.65	3.41	4.01	3.83	4.46	4.34	4.79	4.64	2.76	2.8	2.98	3.08	3.24	3.36	3.42	3.42
	h_a (%)	13.9	23.6	16.3	24.4	18.5	25.9	19.6	25.6	9.7	21.5	10.9	21.9	11.7	22.1	11.9	21.8
10.0	K_a (kN/mm)	3.46	3.24	3.78	3.53	4.20	3.89	4.51	4.03	2.65	2.67	2.86	2.87	3.11	3.09	3.28	3.12
	h_a (%)	14.3	19.7	17.1	21.9	19.7	23	20.9	24.4	10.2	17.1	11.7	18.0	12.7	17.8	13.0	17.8
15.0	K_a (kN/mm)	3.36	3.18	3.66	3.48	4.06	3.79	4.35	3.93	2.59	2.60	2.79	2.79	3.04	2.99	3.21	3.03
	h_a (%)	14.6	16.9	17.5	19.7	20.3	20.8	21.7	21.2	10.5	14.9	12.1	16.2	13.3	16.5	13.7	16.4
20.0	K_a (kN/mm)	3.30	3.03	3.58	3.25	R		R		2.55	2.51	2.74	2.70	2.99	2.83	3.16	2.84
	h_a (%)	14.7	15.5	17.7	18.0	R		R		10.6	13.5	12.3	14.8	13.7	16.0	14.1	15.7

*Rは応答の一部が圧縮場に転じたケース、Cは圧縮側の応答が入力に追随していないケースを表わし、履歴ループの乱れのため等価剛性・等価減衰を記述しない。

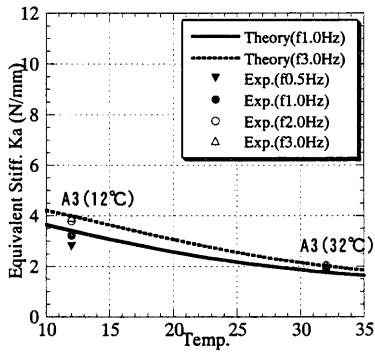


図14：等価剛性-温度関係

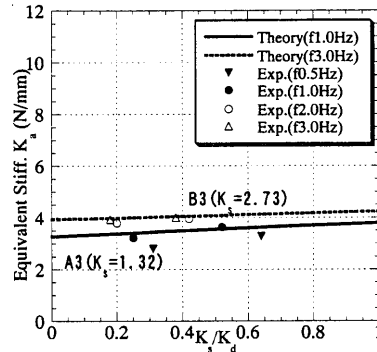


図15：等価剛性-内蔵ばね剛性比関係

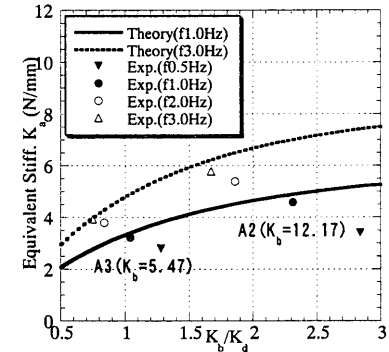


図16：等価剛性-ストリング剛性比関係

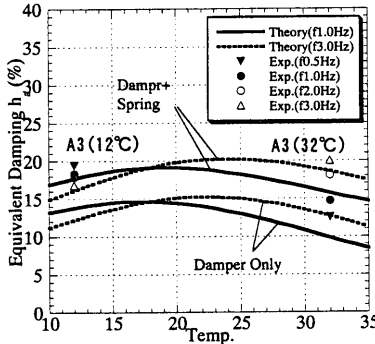


図17：等価減衰-温度関係

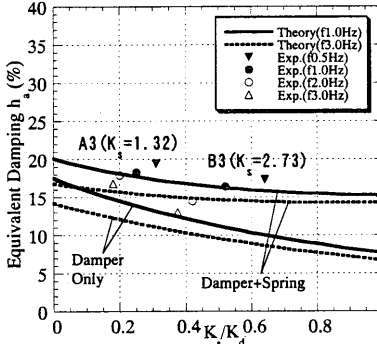


図18：等価減衰-内蔵ばね剛性比関係

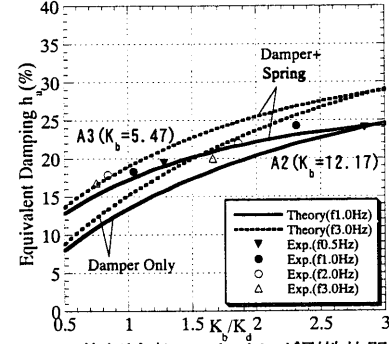


図19：等価減衰-ストリング剛性比関係

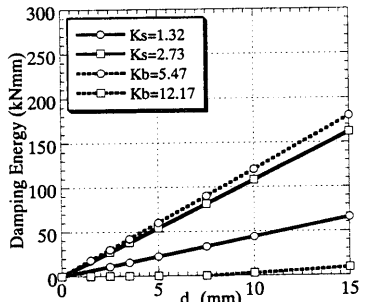


図20：内蔵ばね・ストリングばねの1ループ減衰エネルギー

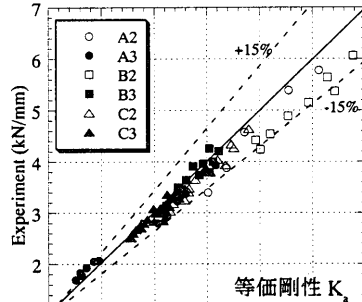


図21：実験値・理論値の比較

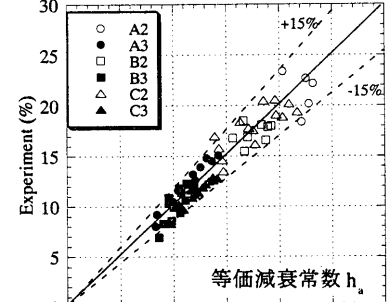


図22：実験値・理論値の比較

ここに

$$\alpha_1 = \sum x_i^2, \alpha_2 = \alpha_3 = \sum x_i \dot{x}_i, \alpha_4 = \sum \dot{x}_i^2, \beta_1 = \sum x_i Q_i, \beta_2 = \sum \dot{x}_i Q_i \quad (11)$$

ただし x_i : i ステップ時の変位、 \dot{x}_i : i ステップ時の速度、 Q_i : i ステップ時の荷重である。等価減衰の算出に際しては、第2ループの包絡面積 A を算出し、下式により減衰定数を求める。

$$h_a = A / 2\pi K_s \delta_0^2 \quad (12)$$

ただし δ_0 は最大変位である。検証のため評価式(7)、(9)により求めた等価剛性、等価減衰の理論値を表3中に合わせて示す。なお、図6,8に見るように応答が圧縮場に転じ、ストリングに弛緩が生じているケースは評価式に乗らないため、表中にRとして示し、比較対象から外している。一般的に等価剛性の実験値は理論値と良く整合しているが、等価減衰の実験値は理論値よりかなり大きくなっているケースが多い。これは定性的には先述した内蔵皿ばねの減衰が影響しているものと推察できる。

等価剛性および等価減衰に与える温度、内蔵皿ばね剛性比、ストリング剛性比の影響をそれぞれ図14~図19に示す。各図においては実験値を各プロット点で、理論値を実線および破線で示している。図14~16の等価剛性においてはいずれも実験値は解析値と良く一致している。図17~19を見ると各実験値はダンパーのみの理論減衰値より大き目であるが、ストリング剛性比の低いA3では環境温度の影響をあまり受けていない点、A3とB3の比較により内蔵皿ばね剛性比の低い方が等価減衰が高くなる傾向、及びストリング剛性比が高くなるに連れ等価減衰は向上していく様子が確認され、前報告で指摘した各特性が確認できる。

一方、内蔵皿ばねおよびモデル化ストリングに使用した皿ばねの持つ減衰の影響を検証するために、各ばねの履歴ループより変位振幅毎の1ループ減衰エネルギーを算定したものを図20に示す。この値をダンパーの理論減衰に付加した値を修正値として図17~19に合わせて「Damper+Spring」と付した実線、破線で示す。修正した理論値は実験値と良く整合しており、表3中で指摘された実験値と理論値の等価減衰の差は、各皿ばね自身の持つ摩擦減衰で説明できる。

以上の結果を総合し、全ケースに付いて、等価剛性及び皿ばね減衰の影響を除去した等価減衰における実験値と理論値の整合比を図21に示す。両者は明確な相関関係にあり、かつその精度は文献8)に示された粘弾性体評価式の精度である±15%でほぼ包絡されていることがわかる。

以上より、定常振幅応答下における理論評価式の妥当性が実験においても確認できる。

4. 最低内蔵皿ばね剛性の条件

前報で指摘したように、ばね付き粘弾性体による等価減衰定数は、粘弾性体に対する内蔵皿ばね剛性が低いほど高くなる傾向がある。従って内蔵皿ばねは粘弾性体の制御に必要な最低剛性によって設計する事になる。内蔵皿ばね剛性は、予想される加力点の振動に対し、ダンパー+ストリング系が圧縮される(張力除荷)局面において圧縮速度(除荷速度)を上回る速度で粘弾性体を押し戻す性能があれば良い。本論では除荷過程のダンパー+ストリング系を図22に示すように考え、上記条件より最低剛性条件を導く。粘弾性体の持つ減衰係数を c とし、弾性ばね剛性を K 、中間質量

を m とすると、 $4mK > c^2$ の条件下において自由減衰振動数は下式のようになる。

$$f_h = \sqrt{4mK - c^2} / 4\pi m \quad (13)$$

弾性ばね剛性 K には、内蔵皿ばねのみの剛性 K_s を採る方法と、粘弾性体自身の復元剛性にも期待し $K_s + K_d$ を採る方法がある。入力振動数が(13)式の値以下であれば、除荷時の自由減衰挙動が入力振動を阻害しないと考え、試験体A3、振幅10mm、1.0Hz~3.0Hzの実験結果と自由減衰応答を比較したものを図23に示す。ここに $K_s = 1.32 \text{ kN/mm}$, $K_d = 5.24 \text{ kN/mm}$, $c = 0.88 \text{ kNsec/mm}$ (振幅4.5mmで(1)(2)式により算定), $m = 0.15 \text{ kNsec}^2/\text{mm}$ (外筒・中間ロッド質量)とした。A3試験体の2.0Hz及び3.0Hzにおいては応答が理論減衰に追従しない現象が観察され、これはばね剛性の不足によるものと考えられるが、同図に抛ればこれらは自由減衰応答より速度の速い周波数領域で生じている事が解る。1.0Hzにおいてはダンパーは入力に追従できている事から、 K の計算には内蔵皿

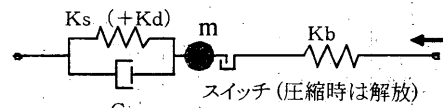


図22 除荷過程におけるダンパー+ストリング系のモデル

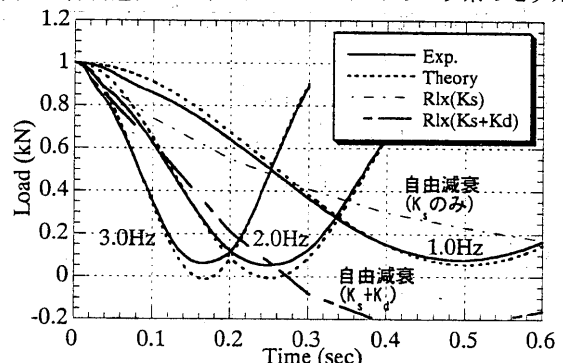


図23 A3試験体の除荷応答と自由減衰応答

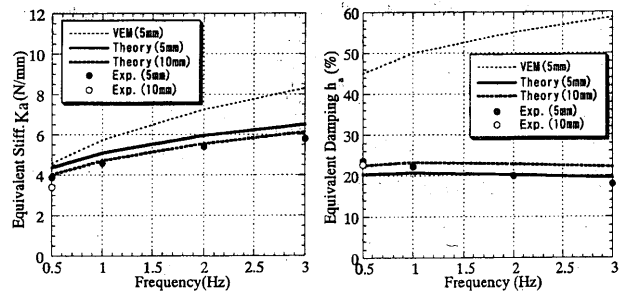


図24 等価剛性及び等価減衰常数に与える振動数の影響(A2)

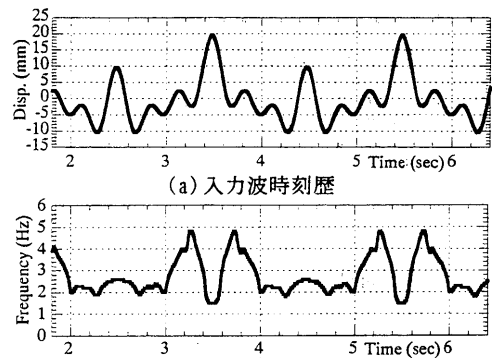


図25 入力用ランダム波

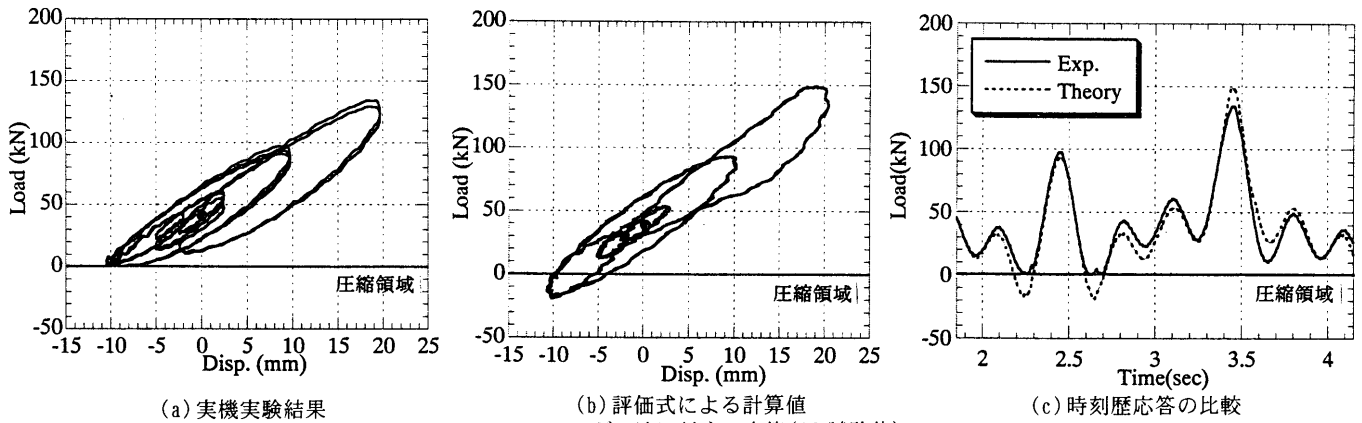


図 26 ランダム波に対する応答(A2 試験体)

ねだけでなく粘弾性体自身の剛性を付加して良いと推察できる。以上より、少ないサンプル数での推定ではあるが、内蔵ばね剛性比 $K_b/K_d \geq 0.25$ において、13) 式を下回る振動数領域においては内蔵ばねは必要な剛性条件を満たしているものと考えられる。

5. ランダム波に対する応答評価

次に上記の内蔵ばね条件が満足されている領域内においてのランダム波入力について考える。図 24 は前項で得られたダンパー+ストリング系 A2 ($K_b/K_d=2.7$) の定常波応答実験結果より、等価剛性及び等価減衰定数における入力振動数の影響を示したものである。これを見ると粘弾性体が本来有する両定数に対する振動数依存性(点線)は、内蔵ばねとストリングを付加した事により大幅に緩和され、フラットに近くなっている事が解る。

これより、ランダム入力に対する応答予測に関しては、代表的な振動数・振幅に対する一定の減衰定数を用いて行ってもある程度の精度で予測できると考えられる。そこで、複数の振動数を持つ正弦波を組み合わせてランダム波を作成し、ダンパー+ストリング試験体に入力することによる応答を検証する。

図 25 (a), (b) に作成したランダム波の時刻歴および振動数分布を示す。作成したランダム波は波はおおよそ $1.5 \sim 5$ Hz の振動数領域を持っている。次にこの波を実機 A2 試験体に入力した実験応答結果を図 26 (a) に示す。一方、 $K_a=5$ kN/mm、 $h_a=20\%$ に固定し、反力を下式で評価した応答を図 26 (b) に示す。

$$Q_a = K_a x + c_a \dot{x} + P = K_a x + K_a h_a \dot{x} / \pi f + P \quad (14)$$

ここに、 P は初期張力である。また、両者の時刻歴応答比較を図 26 (c) に示す。これらを見ると、式(6)~(9)、(14)により求めたダンパー+ストリング系全体の一定剛性・一定減衰定数による応答予測は、圧縮場における除荷を除けば(a)の実験結果をほぼ表現できていることが解る。

6. 結論

以上の実験による検討により、以下の結論が得られた。

- 1) テンションストリングに直列に配置された、粘弾性体および弾性ばねより成る実機ダンパー+ストリング系の等価剛性および履歴ループは、粘弾性体を単純な Kelvin-Voigt モデルで展開した理論式と良い一致を示す。また等価減衰に関しても、内蔵ばね自身が持つ減衰を考慮すれば、理論式と良い一致を示す。
- 2) ダンパー+ストリング系の等価減衰は、粘弾性体が一定の場合、内蔵ばね・粘弾性体剛性比 K_b/K_d が小さいほど、直列ストリ

ング・粘弾性体剛性比 K_b/K_d が高い程大きい。また、 $K_b/K_d=1 \sim 5$ の試験体では、等価減衰に対する粘弾性体の温度依存性の影響が見かけ上フラットになる現象が見られた。これらは理論式において指摘した特性と一致する。

3) 内蔵ばね・粘弾性体剛性比 $K_b/K_d \geq 0.25$ において、入力が内蔵ばね+粘弾性体系の自由減衰振動数を下回る振動数領域においては張力除荷過程におけるストリングの撓みは生じず、ダンパーはストリングとの静的釣り合いに応じた振幅で作動する。

4) 粘弾性体材料が本来持つ振動数依存性は、ダンパー+ストリング系では内蔵ばねおよびストリングの影響により緩和される。 $K_b/K_d=0.3$ 、 $K_b/K_d=2.7$ の試験体で検証した結果、ランダム波に対する応答は系全体の評価式で求めた一定剛性・減衰定数の応答評価でもある程度の精度で予測できる。

謝辞

本付加減衰システムの研究において御協力を戴いた東京工大教授・笠井和彦博士、住友スリーエム(株)・田中真人、大熊潔の各氏、新日本製鐵(株)・原田昭徳氏、中村博志博士に感謝致します。

参考文献

- 1) 建築物荷重指針・同解説、日本建築学会、1993
- 2) 川口衛：空間構造の耐震・免震—経験と前進、京都大学防災研究所共同研究集会論文集、1998
- 3) 加藤史郎、中澤祥二：張弦梁構造の軸力による多段階軸力制御、半質量ダンパーによる張弦梁構造の制振、構造工学論文集、Vol. 41, A, pp. 123-132, 1995
- 4) William C. Knudson: Recent advances in the Field of Long Span Tension Structures, Eng. Struct., 1991, Vol. 13, April
- 5) 金田崇興、齋藤公男、岡田章：補強ケーブルを持つスタジアム屋根架橋の構造特性に関する研究(その2:地震時におけるケーブル及びばね機構の効果)、大会学術講演梗概集 1999.9 (中国)
- 6) 竹内徹、岩田衛、大熊潔、黄一華、笠井和彦、和田章：ばね付き粘弾性体によるテンション構造の制振、日本建築学会構造系論文集、2000. 1
- 7) K. Kasai, J.A. Munshi, B.F. Maison: ELEM7: Viscoelastic Element for PC-ANSR, Nat. Inf. Serv. for Earthq. Engrg. (NISEE), Univ. of Calif. Berkeley, CA, 1992
- 8) K. Kasai, J.A. Munshi, M.L. Lai, B.F. Maison: Viscoelastic Damper Hysteresis Model: Theory, Experiment and Application, Proceedings ATC-17-1, Seminar of Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control, San Francisco CA, pp. 521-532, 1993
- 9) 黄一華、加藤敬司、和田章、岩田衛、竹内徹、大熊潔：振動数と温度に依存する粘弾性ダンパーの動的力学モデル、日本建築学会構造系論文集、1999. 2
- 10) 竹内徹、中村博志、大熊潔、金田勝徳、岩田衛、和田章：ばね付き粘弾性による空間構造の制振に関する基礎研究、大会学術講演梗概集 1998. 9 (九州)
- 11) 竹内徹、柴田正樹、中村博志、金田勝徳、和田章、齋藤公男：減衰機構を付加したテンションストリングの動的挙動に関する研究(その1、2)、大会学術講演梗概集 1999. 9 (中国)

(1999年11月17日原稿受理、2000年3月21日採用決定)