

ばね付き粘弾性体によるテンション構造の制振

VIBRATION CONTROL OF TENSION STRUCTURES
BY VISCOELASTIC MATERIAL WITH SPRING竹内 徹*¹, 岩田 衛*², 大熊 潔*³, 黄 一 華*⁴
笠井和彦*⁵, 和田 章*⁶Toru TAKEUCHI, Mamoru IWATA, Kiyoshi OKUMA,
Yi Hua HUANG, Kazuhiko KASAI and Akira WADA

Tension strings are useful for stiffening structures with minimum material, and are even able to be treated as compression members when prestressed forces are introduced. If practical damping-systems for these strings exist, they will enlarge design freedom by reducing and stabilizing structure's response against seismic or wind forces. In this paper, viscoelastic material with elastic spring is studied as additional damping-system connected directly to strings and keeping their prestressed forces. The basic characteristics and effects of this damper are discussed using the simple Kelvin-Voigt model, followed by checking the response against conventional time-analyses.

Keywords : *Steel structure, Tension structure, Vibration Control, Visoelastic Material*
鉄骨構造, テンション構造, 制振, 粘弾性体

1. 序

テンション構造におけるケーブルやロッドなどのストリング材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、また軸直交方向にも幾何非線形剛性を有するなど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汎用的に適用できる付加減衰機構が存在すれば、同種の構造の適用範囲の拡大に寄与できるものと考えられる。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⁾。

テンション構造に付加減衰を与える試みは、過去にも散発的に行われてきた。橋梁の分野においては、吊り橋のケーブル自身の空力安定を図るために端部直交方向に付加する減衰部材が実用化されており²⁾、建築においても川口ら³⁾の吊橋構造屋根振動安定化のための付加的なオイルダンパーの使用や、五十嵐ら⁴⁾のワイ

ヤ式吊り設備の上下動安定のための高減衰ゴムを用いた支持金物の適用などが先例として見られる。また、張弦構造や膜構造に付加減衰機構の適用を提案し、その効果について論じた研究も加藤らを始め幾つか発表されている⁵⁾⁻⁷⁾。しかしながら、汎用的な構造システムの一部としてストリングに直列に取付ける付加減衰の性能を評価し一般化設計式を提案したものは見られない⁸⁾。

テンション構造に減衰を付加させる場合には、地震外乱に加え風外乱も対象とすることになり、高サイクルの繰り返し減衰性能を有する粘性体や粘弾性体が適していると考えられる。粘(弾)性体は、それ自身が変位比例型のばねを持たないためにダンパーがストリングに直列に配置された場合、ストリングに導入された初期張力を保持することはできない。しかし図1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。この場合粘性体・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2に示すように様々なものが考えられる。

*¹ 新日本製鐵(株) 部長代理・工修*² 神奈川大学 教授・工博(当時新日本製鐵(株))*³ 住友スリーエム(株)*⁴ 東京工業大学建築物理研究センター 助手・工博*⁵ 東京工業大学建築物理研究センター 教授・Ph.D.*⁶ 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

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

Prof., Kanagawa Univ., Dr. Eng. (Previous: Nippon Steel Corp.)

Sumitomo 3M Ltd.

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

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Ph. D.

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

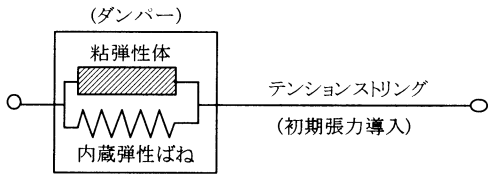


図1 ばね付粘弾性体の概念

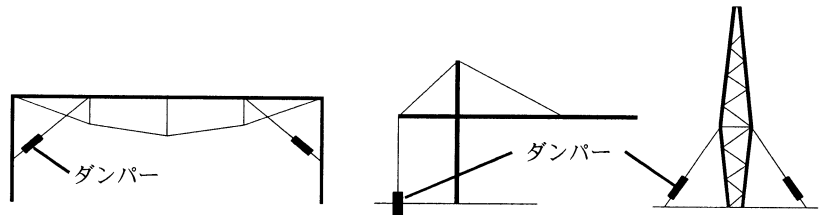


図2 ダンパーの空間構造適用例

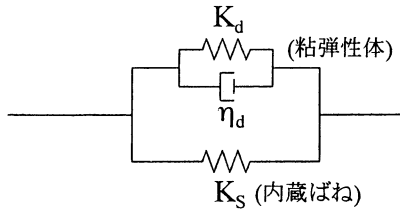


図3 Kelvin-Voigt 要素によるダンパーのモデル化

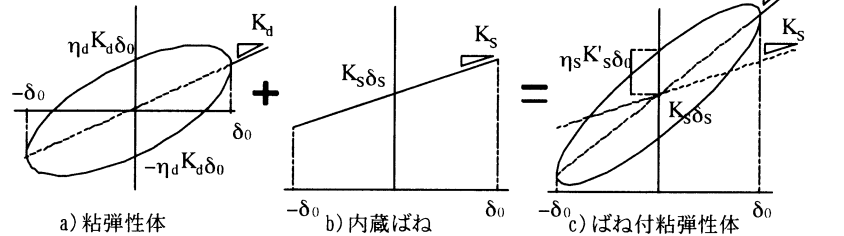


図4 ダンパー要素の荷重-変形関係

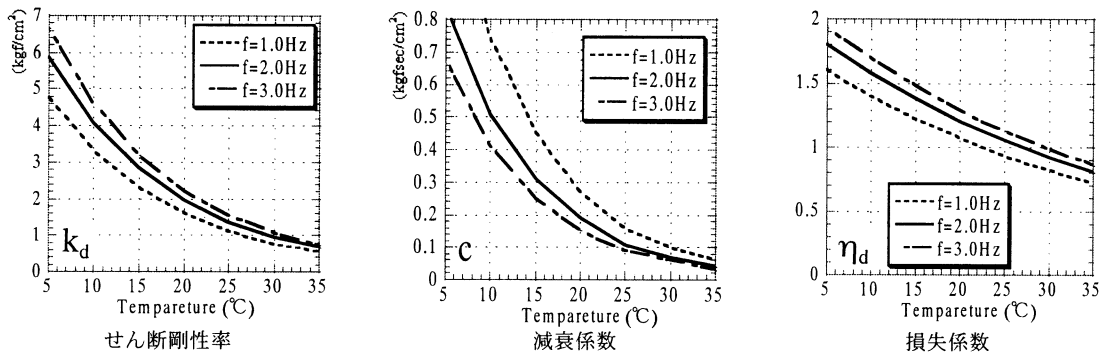


図5 粘弾性体の材料特性および温度依存性(アクリル系粘弾性体 ISD111)

粘弾性体を含む構造体の解析手法は、主に高層建物を対象に多くの研究が行われてきた。粘弾性体は定常振動下ではその挙動を単純な Kelvin-Voigt モデルに帰着させる事ができるが、多くの場合振動数依存性を有するため振動数の変化するランダム波に対する解析手法として分数次微分・分数次導関数を用いる方法や、多要素モデルを用いる方法が広く研究され実用化されてきた^{9)~16)}。一方、空間構造のうち振動モードが構造体とダンパー剛性による1次固有振動に主に支配されているものに関しては、定常振動理論がそのまま適用できる範囲も存在すると思われる¹⁷⁾。

本論では前報¹⁸⁾で提示したテンション構造におけるシステム化の考え方にに基づき、新しい構造の要求性能として減衰を考え、同報で定義した構造ヒエラルキー中の部品レベルの要素として付加減衰としてのばね付粘弾性体を提案する。この要素が構造システムに与える減衰効果の理論式を Kelvin-Voigt モデルをベースに内蔵ばね剛性、ストリング剛性、フレーム剛性をパラメータに展開し、簡便な評価式を誘導すると共に、この付加減衰要素が構造全体に与える特性を明らかにする。また得られた評価式を単純な構造モデルに適用し、既に評価を得ている解析手法の結果と比較することにより検証を行い、その妥当性を確認する。

2. 一般化モデルと理論式の誘導

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)の履歴曲線は図4に示すように粘

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。付加減衰にはアクリル系粘弾性体を想定する。本材料は大きな温度・振動数依存性および若干の振幅依存性を有するが文献19)では以下のような単純式でせん断剛性率 k_d および減衰係数 c を与えている。

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

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

ここに f : 振動数 (Hz)、 γ_a : せん断歪、 q : 環境温度 (°C)、 a_0 、 a_1 、 a_2 、 a_3 、 b_0 、 b_1 、 b_2 、 b_3 : 材料毎に設定される定数である。同文献のパラメータによる各温度、各振動数におけるせん断剛性率 k_d 、減衰係数 c 、損失係数 $\eta_d = c\omega/k_d$ の関係を図5に示す。粘弾性体の剛性は次式で表わせる。

$$K_d = k_d A_s / t \quad (3)$$

ここに K_d : 粘弾性体せん断剛性 ($t/f/cm$)、 A_s : 粘弾性体総面積 (cm^2)、 t : 粘弾性体厚 (cm) である。振幅・振動数一定時の荷重-変形関係(図4a))は次式で表わせる。

$$Q_d(t) = K_d \delta(t) \pm \eta_d K_d \sqrt{\delta_0^2 - \delta(t)^2} \quad (4)$$

これよりばね付き粘弾性体(ダンパー)の荷重-変形関係(図4c))は

初期張力変形を δ_s 、ダンパー内蔵ばね定数を K_s (tf/cm) とすると、

$$Q(t) = Q_d(t) + (\delta(t) + \delta_s) K_s$$

$$= (K_d + K_s) \delta(t) \pm \eta_d K_d \sqrt{\delta_0^2 - \delta(t)^2} + \delta_s K_s \quad (5)$$

これより等価な剛性・損失係数は下式の様に誘導できる。

$$K'_s = K_d + K_s \quad (6)$$

$$\eta_s = \eta_d / (1 + K_s / K_d) \quad (7)$$

但し、全履歴ループにおいて外力が圧縮に転じないための条件は、

$$\delta_s K_s \geq \delta_0 K_d \sqrt{1 + \eta_d^2} \quad (8)$$

となる。

次にこの付加減衰要素をストリングに直列に配置し構造体に組み込んだ場合の振動性状について考える。対象とする構造体は図2に示すように様々な形態が考えられるが、これらはすべて1次モードの振動を代表させる事によって図6に示すような一般化モデルに集約することが可能である。

この一般化モデルにおけるダンパー+ストリング直列結合体の荷重-変形関係はストリング軸剛性(tf/cm)を K_b 、初期張力を $P = \delta_s K_s$ 、ストリングの中立点からの変形を $\delta^*(t)$ とすると、変位・荷重の関係より、

$$\delta_s(t) = \delta(t) + \delta^*(t) \quad (9)$$

$$Q_s(t) = Q(t) = \delta^*(t) K_b + P \quad (10)$$

(5)~(7)、(9)、(10)式より、

$$\delta(t) = \{Q'_s K'_s \pm \sqrt{Q'^2_s K'^2_s - (1 + \eta_s^2) K'^2_s (Q'^2_s - \eta_s^2 K'^2_s \delta_0^2)}\} / (1 + \eta_s^2) K'^2_s$$

$$= \delta_s(t) - \delta^*(t)$$

$$= \delta_s(t) - Q'_s / K_b \quad (11)$$

但し、 $Q'_s = Q_s - P$

これを展開すると以下の荷重・変形関係が得られる。

$$Q_s(t) = K_s \delta_s(t) \pm \eta_s K_s \sqrt{\delta_0^2 - \delta_s(t)^2} + P \quad (12)$$

ここに、

$$K_a = 1 / (1 / K'_s / \Gamma_s + 1 / K_b) \quad (13)$$

$$\Gamma_s = 1 + \eta_s^2 / (1 + K_b / K'_s) \quad (14)$$

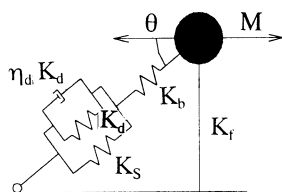


図6 付加減衰付構造一般化モデル

$$\eta_a = \eta_s / [1 + (1 + \eta_s^2) K'_s / K_b] \quad (15)$$

$$\delta_{a0} = \delta_0 \sqrt{\eta_s^2 (K'_s / K_b)^2 + (1 + K'_s / K_b)^2} \quad (16)$$

さらに、このダンパー付きストリングが θ の角度で取り付けられたフレーム結合体の荷重-変形関係はフレーム剛性 (tf/cm) を K_f 、 $\delta_f(t) = \delta_s(t) / \cos\theta$ において同様に、

$$Q_{eq}(t) = K_f \delta_f(t) + Q_a(t) \cos\theta$$

$$= K_{eq} \delta_f(t) \pm \eta_{eq} K_{eq} \sqrt{\delta_{eq0}^2 - \delta_f(t)^2} + P \cos\theta \quad (17)$$

ここに、

$$K_{eq} = K_a \cos^2\theta + K_f \quad (18)$$

$$\eta_{eq} = \eta_a / (1 + K_f / K_a \cos^2\theta) \quad (19)$$

$$\delta_{eq0} = \delta_{a0} / \cos\theta \quad (20)$$

以上より構造システム全体の等価減衰定数 $h_{eq} = \eta_{eq} / 2$ 、等価周期 $T_{eq} = 2\pi \sqrt{M / K_{eq} g}$ (M : フレーム質量 (t)) が求まる。 $K_b = \infty$ のとき (19) 式は

$$\eta_{eq} = \eta_d / (1 + K_s / K_d + K_f / K_d \cos^2\theta) \quad (21)$$

となる。これはフレーム剛性比 K_f / K_d が一定のとき内蔵ばね剛性比 K_s / K_d は小さくなるにつれて構造系全体の等価減衰が増大することを示唆している。

3. 等価付加減衰に与える諸条件の影響

誘導した(3)~(20)式の検証として、図7に示すようなアトリウム架構を想定したテンション材付門型フレームを検証モデルとして設定する。空間構造においては架構への入力として水平・鉛直方向の地震外乱および風外乱を想定する必要があるが、本論においては等価減衰を論じる上で、外乱として水平方向の地震外

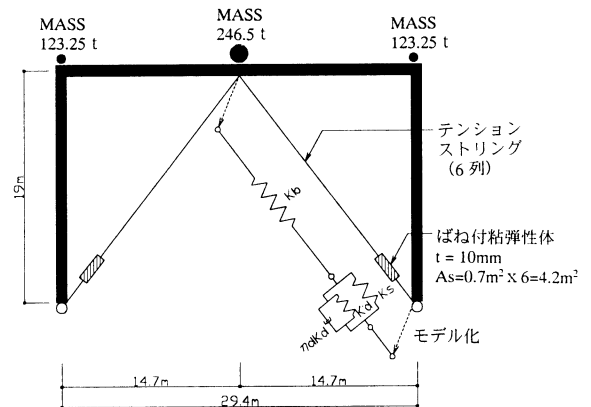


図7 テンション材付門型フレーム

表1 粘弾性体の設定パラメータ

Parameters in Kelvin-Voigt Model						
K_{it}	a_0	a_1	a_2	a_3		
	8.57	0.30	-0.24	-0.07		
c	b_0	b_1	b_2	b_3		
	2.18	-0.53	-0.09	-0.10		
Parameters in Kasai Model						
a_{ref}	b_{ref}	α	$G(\text{kgf/cm}^2)$	$Th_{ref}(^\circ\text{C})$	$p1$	$p2$
0.0115	13.9	0.6089	0.515	0.2	19.5	80.2

表2 等価減衰に与える内蔵ばね剛性比・直列ストリング剛性比・フレーム剛性比の影響

K_{a0} : 20°C, 250%時のVEM剛性 (tf/cm), K_S : 内蔵ばね剛性 (tf/cm), K_b : ストリング剛性 (tf/cm), K_F : フレーム剛性 (tf/cm)
 f_0 : フレームのみの振動数 (Hz), h_{eq} : 全体系等価減衰常数 (%), f_{eq} : 全体系等価振動数 (Hz)

K_S/K_{a0}	Temp.	2 ($f_0=3.0\text{Hz}$, $K_F=180\text{tf/cm}$, $K_{a0}=93\text{tf/cm}$)						1 ($f_0=2.0\text{Hz}$, $K_F=80\text{tf/cm}$, $K_{a0}=84\text{tf/cm}$)						0.3 ($f_0=1.0\text{Hz}$, $K_F=20\text{tf/cm}$, $K_{a0}=67\text{tf/cm}$)					
		$2 (K_b=186)$		$4 (K_b=372)$		$20 (K_b=1860)$		$2 (K_b=168)$		$4 (K_b=336)$		$20 (K_b=1680)$		$2 (K_b=134)$		$4 (K_b=268)$		$20 (K_b=1340)$	
K_F/K_{a0}	Temp.	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}	heq	f _{eq}
0 ($K_S=0$)	20	6.4	3.6	10.5	3.7	17.3	3.7	9.8	2.7	15.6	2.8	25.2	2.9	14.6	1.9	22.4	2.1	36.5	2.2
1 ($K_S=93$) ($K_S=84$) ($K_S=67$)	10	4.0	3.8	8.7	4.2	24.3	4.8	5.7	3.0	11.4	3.5	30.1	4.1	7.6	2.2	13.7	2.8	34.9	3.6
	20	3.9	3.6	7.0	3.8	13.5	4.1	5.8	2.8	9.9	3.0	18.3	3.4	8.6	2.0	13.9	2.3	24.9	2.7
	30	2.4	3.5	3.7	3.6	6.0	3.8	3.6	2.6	5.6	2.8	8.6	3.0	6.0	1.9	8.8	2.0	13.0	2.3
2 ($K_S=186$) ($K_S=168$) ($K_S=134$)	20	2.6	3.7	5.0	4.0	11.0	4.4	3.8	2.9	6.9	3.2	14.3	3.7	4.7	2.1	9.6	2.5	18.9	3.0
	20	1.4	3.8	2.9	4.2	7.9	4.9	2.0	3.0	4.0	3.4	9.8	4.3	2.9	2.8	5.4	2.7	12.5	3.6
4 ($K_S=336$) ($K_S=268$)	20	1.4	3.8	2.9	4.2	7.9	4.9	2.0	3.0	4.0	3.4	9.8	4.3	2.9	2.8	5.4	2.7	12.5	3.6
Frame+ K_b (no VEM)	0.0	4.0	0.0	4.8	0.0	8.9	0.0	3.2	0.0	4.1	0.0	8.2	0.0	2.5	0.0	3.3	0.0	7.2	0.0

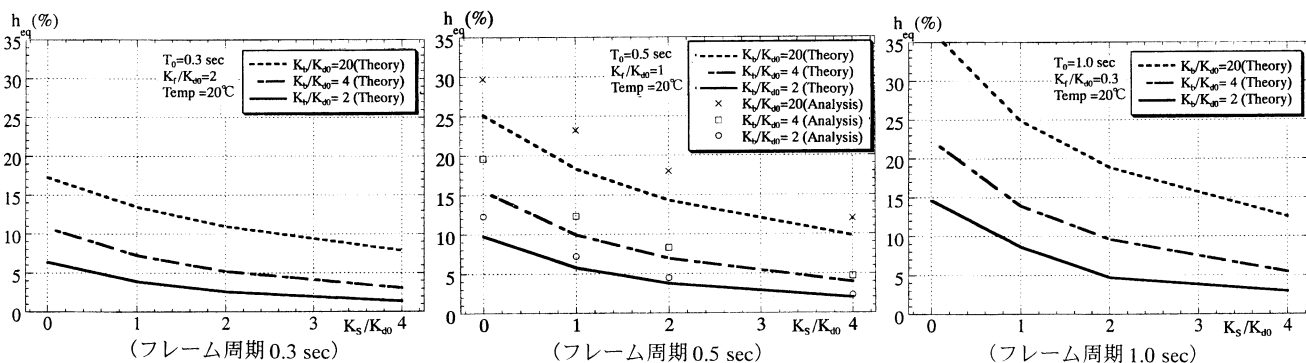


図8 等価減衰に与える内蔵ばね剛性比の影響

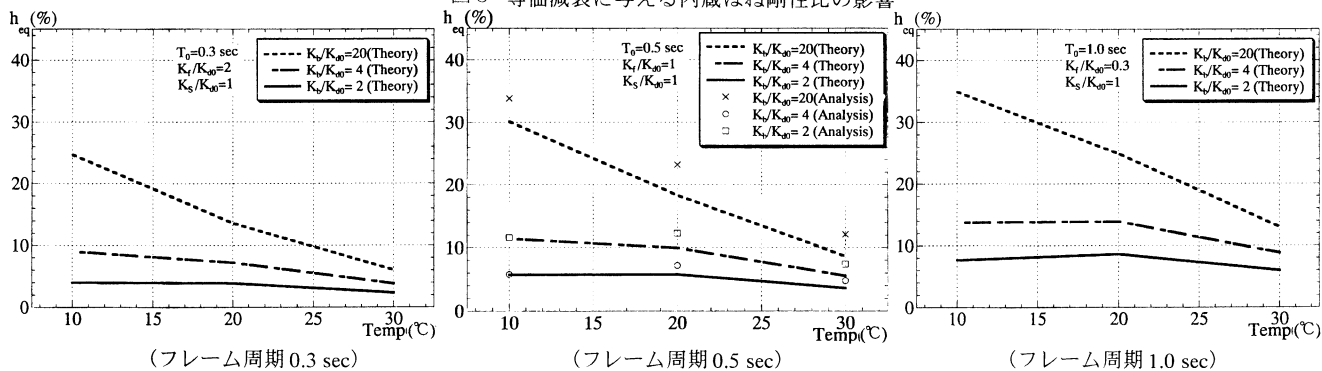


図9 等価減衰に与える環境温度の影響

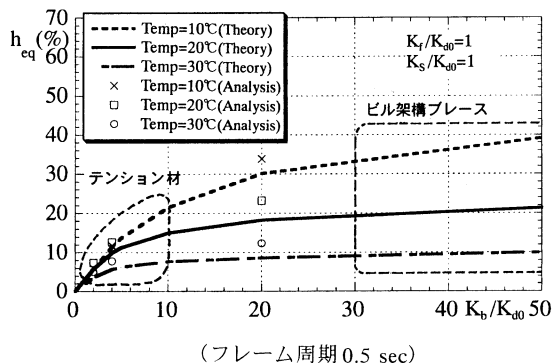


図10 等価減衰に与える直列ストリング剛性比の影響

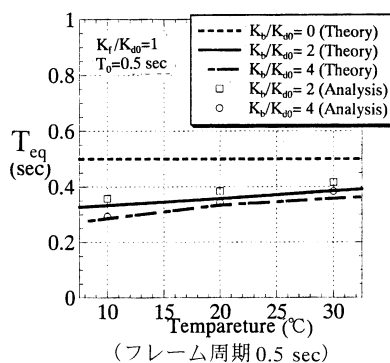


図11 固有周期に与える環境温度の影響

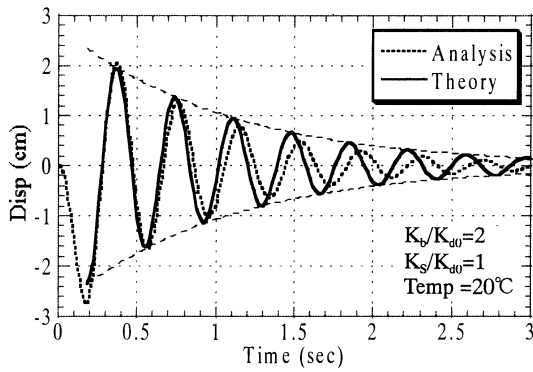


図12 ステップ荷重に対する変位-時刻歴応答例

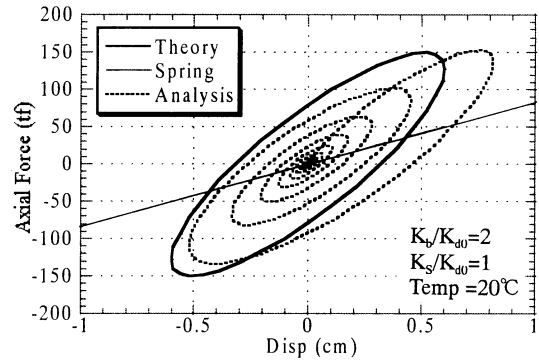


図13 ステップ荷重に対するダンパー部の荷重-変形関係例

乱を使用する。本モデルは同外乱を対象として1次が卓越した振動モードを持つ図6の一般化モデルの最も単純な架構形態例といえる。粘弾性体に対する内蔵ばね剛性比、直列ストリング剛性比、フレーム剛性比および環境温度を変化させ、これらが構造全体の等価付加減衰 h_{eq} および等価振動数 f_{eq} に与える影響を計算する。計算結果を表2にまとめて示す。

まずダンパーおよびストリングの無い状態の門型フレームの剛性を、固有振動数が3.0Hz、2.0Hz、1.0Hzとなるように3ケース設定する。次に20℃、250%変形時の同振動数における粘弾性剛性 K_{d0} に対し、 $K_b/K_{d0}=2, 4, 20$ になるよう直列ストリング材剛性を決定する。これらは設定モデルにおいて、φ64mm、φ90mm、φ200mmの鋼棒にあたる。また、内蔵ばね剛性は K_{d0} に対し、 $K_s/K_{d0}=0, 1, 2, 4$ の4ケースを設定し、さらに $K_s/K_{d0}=1$ のケースにおいて環境温度を10℃、20℃、30℃の3種設定する。同表左端の K_s の値はそれぞれの固有振動数に対応した内蔵ばねの剛性である。こうして計54ケースに付いて(3)～(19)式より、構造全体の等価減衰定数および等価振動数を算出する。

一方、検証のためフレーム固有振動数2.0Hzの18ケースについて門型フレームの離散化線材モデルを作成し、粘弾性体解析に実績のある分数次導関数要素(Kasaiの方法¹¹⁾¹⁶⁾を用いてステップ荷重に対する時刻歴応答解析を行い、その応答履歴より等価減衰定数および等価振動数を算出した。表2中の数値は(3)～(19)式より求めた理論値、()内の数値が導関数要素を用いた解析値である。(1)、(2)式における各定数および導関数における各定数は、せん断歪100%時の実験値を参考に表1に示す値を使用する。また、ダンパーを介さず、ストリングを直接フレームに接続した場合の固有振動数を合わせて表2下段に示す。

以上の結果の内、温度20℃における等価減衰定数-内蔵ばね剛性比関係を図8に示す。同図は内蔵ばね剛性および直列ストリング剛性比の影響を示すものであり、 $K_b = \infty$ の場合だけでなくストリング剛性比 K_b/K_{d0} が低下しても、一貫してばね剛性比 K_s/K_{d0} が小さい程等価減衰が大きくなる傾向が確認される。これより内蔵ばねは粘弾性体の制御に必要な最低限の剛性で設計することとなると考えられる。また当然ながら粘弾性体に対し直列ストリング剛性比 K_b/K_{d0} が高い程、またフレーム剛性比 K_f/K_{d0} が低いほど等価減衰は高い。

一方、 $K_s/K_{d0}=1$ の場合の等価減衰定数-環境温度関係を図9に示す。図9において、直列ストリング剛性の高い $K_b/K_{d0}=20$ においては温度が低くなると等価減衰が急激に増加し、この傾向

は粘弾性体自身の温度依存性をそのまま反映している。ところがテンション材剛性比が低くなると等価減衰が全体的に低下する中で環境温度の影響は全体的に緩和される傾向が見られ、 K_b/K_{d0} が4以下に低下すると温度による変化はほぼフラットになっている。これは(15)式における[]内第2項の影響が増大するためであり、通常のパイル架構では顕著には生じない現象である。図10はフレーム固有周期0.5secの場合の等価減衰定数-直列ストリング剛性比 K_b/K_{d0} 関係を示したもので、パイル架構を対象とした $K_b/K_{d0}=30$ 以上の領域では等価減衰が温度毎に異なった定常値にあるのに対しテンション材を対象となる $K_b/K_{d0}=1 \sim 10$ 程度の範囲では温度による等価減衰定数の差が小さい立ち上がり領域にあることがわかる。これより、この温度依存性の緩和現象は直列材剛性比の低いテンション構造特有のものと考えられる。一方、この時の温度による等価周期の変動は図11に示すように0.1秒程度と小さい。

以上の特性は図8～11中に解析値として示された導関数要素を用いた離散化線材モデル解析結果によっても裏付けられている。また両者の傾向は良い精度で一致しており、理論式の妥当性が確認できる。具体的な応答比較の一例として表2の結果中、 $f_0=2.0\text{Hz}$ 、 $K_b/K_{d0}=2$ 、 $K_s/K_{d0}=1$ 、温度20℃の場合の(18)、(19)式より求めたステップ荷重に対する構造頂部の変位応答時刻歴および(5)式より求めたダンパー部(粘弾性体+内蔵ばね)の荷重-変形履歴ループ形状を理論値として解析結果と合わせそれぞれ図12、図13に示す。なお、図13中の理論値は δ_0 を与えた定常ループとして表現し、荷重は初期張力中立点を原点としている。

4. ランダム波に対する応答低減効果の評価

先述した様に、粘弾性体を含む高層架構の解析においては振動数が刻々と変化するランダム波に対する応答を捉えるため、粘弾性体のモデル化には分数次導関数等の手法をとることが一般的である。しかしながら1次モードが卓越するテンション構造では振動形態は主に1次固有振動数に支配されるものと考えられる。本節では、前項でスタディしたケースの内、固有振動数2.0Hzのフレームに対し、最も設計実現性の高いと思われる $K_b/K_{d0}=2$ 、 $K_s/K_{d0}=1$ のケースについて記録地震波による応答解析を行い、付加減衰による応答せん断力および応答変位の低減効果を、前項で求めた等価減衰と比較検証する。このケースにおける付加減衰は前項の理論値において3.6～5.8%である。解析モデルは図7

表3 記録地震波に対する応答低減効果($T_0=0.5$ sec, $K_n/K_{n0}=2$, $K_s/K_{s0}=1$)

Seis.wave		EL CENTRO NS				TAFT EW				
		max.Shear (tf)	Reduct. ratio	max.Disp. (cm)	Reduct. ratio	max.Shear (tf)	Reduct. ratio	max.Disp. (cm)	Reduct. ratio	
No Damper		686	1.00	5.22	1.00	627	1.00	4.70	1.00	
with Damper	10 °C	Analysis	335	0.49	2.10	0.40	386	0.62	2.53	0.54
		Theory	451	0.66	3.46	0.66	421	0.67	3.19	0.68
	20 °C	Analysis	313	0.46	2.36	0.45	351	0.56	2.68	0.57
		Theory	446	0.65	3.42	0.66	415	0.66	3.15	0.67
	30 °C	Analysis	301	0.44	2.80	0.54	492	0.78	4.16	0.89
		Theory	513	0.75	3.95	0.76	491	0.78	3.68	0.78

Seis.wave		HACHINOHE EW				BCJ L1				
		max.Shear (tf)	Reduct. ratio	max.Disp. (cm)	Reduct. ratio	max.Shear (tf)	Reduct. ratio	max.Disp. (cm)	Reduct. ratio	
No Damper		711	1.00	6.11	1.00	814	1.00	6.24	1.00	
with Damper	10 °C	Analysis	611	0.86	3.98	0.65	465	0.57	2.98	0.48
		Theory	558	0.78	4.85	0.79	573	0.70	4.35	0.70
	20 °C	Analysis	451	0.63	3.72	0.61	412	0.51	3.22	0.52
		Theory	555	0.78	4.82	0.79	567	0.70	4.32	0.69
	30 °C	Analysis	374	0.53	3.68	0.60	553	0.68	4.66	0.75
		Theory	559	0.79	4.85	0.79	644	0.79	4.86	0.78

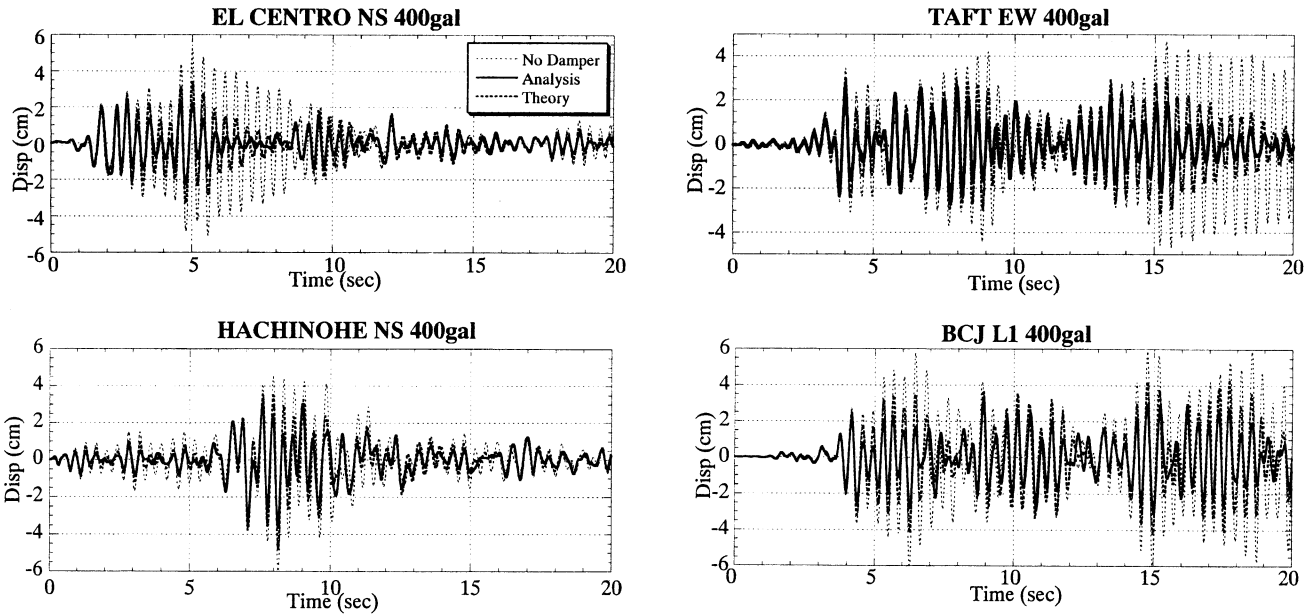


図14 各記録地震波に対する応答変位時刻歴(環境温度 20°C)

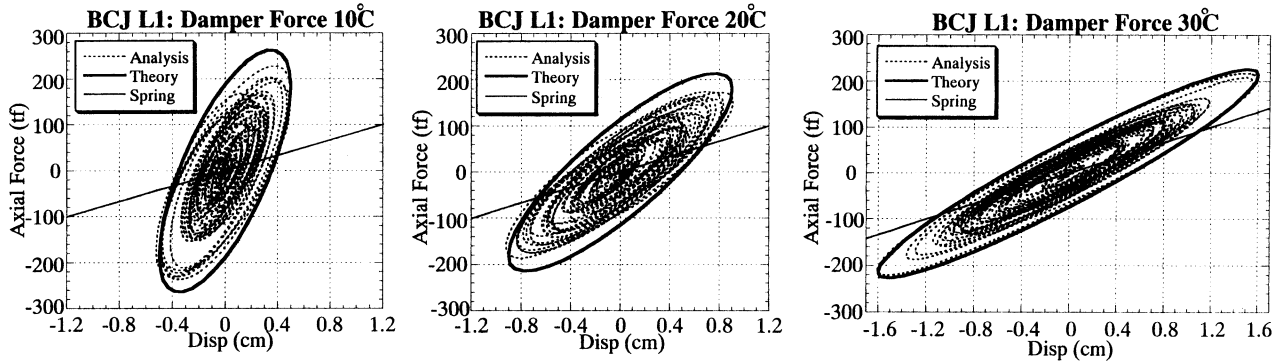


図15 各環境温度における履歴ループの変化(BCJ-L1波)

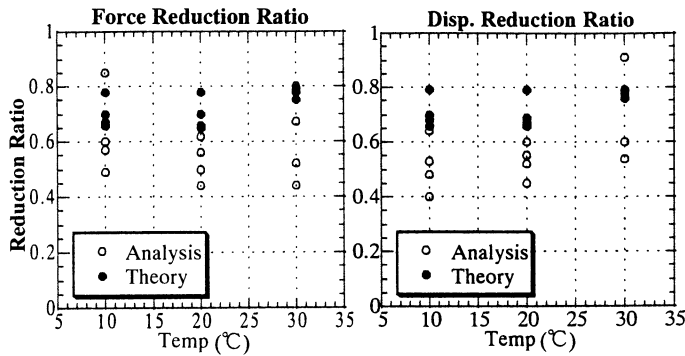


図16 応答せん断力および変位の低減率

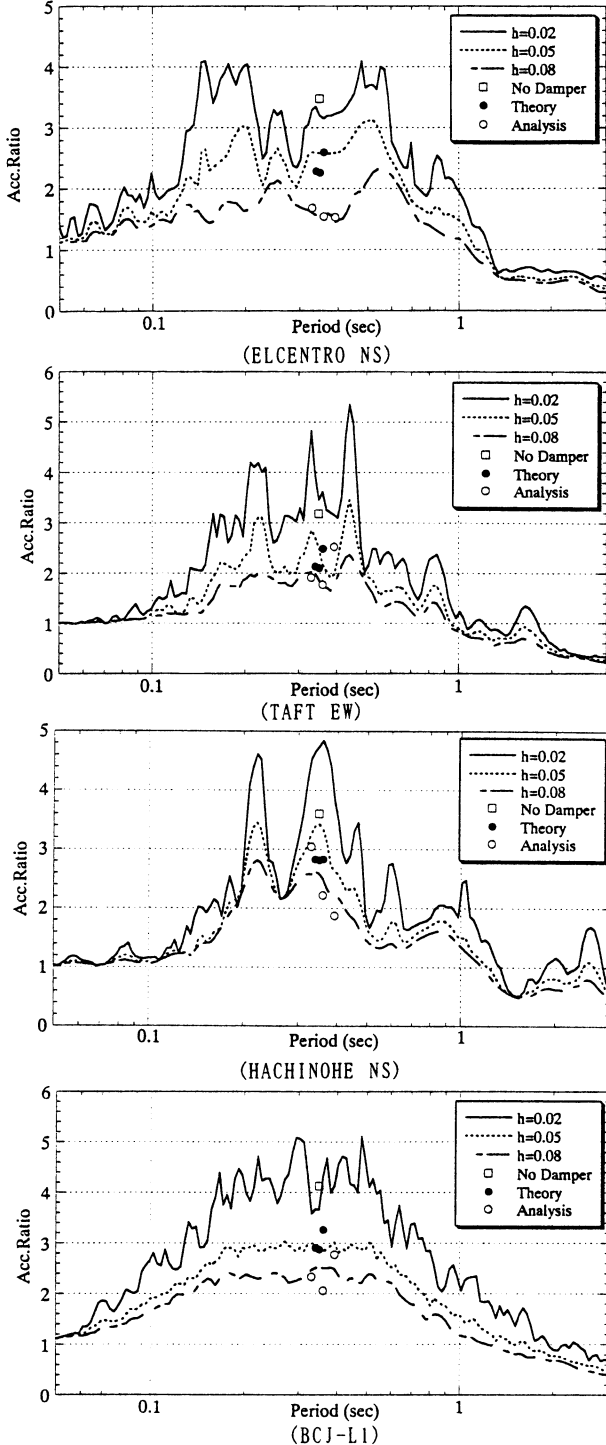


図17 応答せん断力とスペクトルとの関係

の門型フレーム離散化モデルを用い、粘弾性体を導関数要素でモデル化し組み込む方法を解析値、前項で求めた等価減衰を付加する方法を理論値とし、環境温度10℃、20℃、30℃の3ケースにおいて4種の地震波による時刻歴応答解析計12ケースを行う。地震波はEL CENTRO NS, TAFT EW, HACHINOHE NS, BCJ-L1(人工地震波)²⁰⁾を最大加速度 $A_{max}=400\text{gal}$ に標準化して使用する。また、応答低減効果の検証のため、それぞれダンパーより粘弾性を削除した場合の解析を行った。付加減衰を除く構造減衰定数は2.0%²¹⁾とし剛性比例型の減衰として考慮する。ダンパー無しの解析時には全体の振動数を2.9Hzとなる様スプリング剛性を調整する。なお、理論値においてはダンパーによる等価減衰を構造減衰に加算した値を全体の減衰として付与する。

表3にそれぞれの最大応答せん断力、最大応答変形、および粘弾性体が無い場合に比較した応答低減率をまとめて示す。最大応答倍率は地震波により3.2~4.1程度にばらついているが、粘弾性体を付加することによる応答低減効果は応答せん断力、応答変位ともに解析値で0.4~0.8、理論値で0.6~0.8程度に分布し、共に地震波、環境温度による変動幅は小さい。図14に20℃の時の各記録波に対する応答変位の時刻歴を地震波毎に示す。架構の特性として変位応答が1次固有周期(2.8Hz)に支配されていることが時刻歴からも見てとれる。

BCJ-L1波に対する各温度におけるダンパー部(粘弾性体+内蔵ばね)の荷重-変形履歴ループの変化を一例として図15に示す。理論値は図13と同様に(5)式による定常ループ形状として示す。図15を見ると、環境温度が高くなるにつれ、履歴ループの膨らみは減少していくが、その一方でダンパー部の変位振幅は増大し、結果として履歴ループで囲まれるエネルギー量は同程度になっていることが解る。これは応答変形の増加と共に、温度上昇に伴う粘弾性体の剛性低下によってダンパー・スプリング直列系におけるスプリング部の軸変形割合が低下し、よりダンパー部に変形が集中するためである。これより、等価減衰の温度依存性緩和現象は直列スプリングによる剛性補正現象と捉えることもできる。

表3の数値の内、低減効果のみを応答せん断力、応答変形別に環境温度に対しプロットした結果を図16に示す。本解析においては応答せん断力、応答変形共にダンパーの効果が付加減衰として評価した理論応答値は粘弾性体の応答を直接解析した解析値のほぼ上限に分布しているが、これは表2における減衰評価値の差がそのまま影響しているものと考えられる。また、解析値のばらつきは記録地震波の低周期領域におけるスペクトル変動が大きいため、温度による微小な固有周期の変化が応答に与える影響が一因になっていると考えられる。そこで応答せん断力の最大値を地震波毎に加速度応答スペクトル中にプロットしたものを図17に示す。これを見ると、本解析では例えばEL CENTRO波に対しHACHINOHE波の解析値のばらつきのは大きさは、等価周期がスペクトルの変動の大きな箇所に位置しているためと考えられる。これより、ある程度以上の減衰を持つ確率的な地震波加速度応答スペクトルがマクロに短周期領域でフラットな分布を持つとすれば、構造体の温度の差による応答のばらつきは、BCJ-L1程度に収束していくものと予想される。いずれにしても応答値は等価減衰定数に対応した応答スペクトル上にほぼ乗っており、付加減衰による応答低減効果は理論式により求めた等価減衰・等価周期を

スペクトル上にプロットすることによっても予測可能である。以上を総合すると、少なくとも今回使用した様な1次モードが卓越するモデルにおいては、粘弾性体+弾性ばねよりなるダンパーの付加減衰効果および地震応答は、2節の理論式より求められる等価減衰定数を付加減衰として評価し時刻歴応答解析を行うか、または応答スペクトルにより直接評価することによって、ある程度の精度で予測できるものと考えられる。

5. 結論

以上の一般化モデルによる検討により、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ダンパーの構造全体に対する付加減衰、履歴ループおよび固有周期は、粘弾性体を単純な Kelvin-Voigt モデルで表現した場合、粘弾性体に対する内蔵ばね剛性比、直列ストリング剛性比およびフレーム剛性比をパラメータとして、陽な形に表現が可能である。また、上記の方法で求められた構造特性は、既に評価の定まった分数次導関数モデルによる解析結果と良好一致を示す。

2) 構造全体の等価減衰は、粘弾性体が一定の場合、内蔵ばね剛性比が小さいほど、直列ストリング剛性比が高い程、フレーム剛性比が低いほど大きい。また、粘弾性体に対する直列ストリング剛性比が4程度以下になると、粘弾性体の持つ温度依存性が見かけ上減少していく現象が見られる。これは直列ストリングによる変位振幅調整機能によるものである。一方、今回検討された範囲において温度変化による等価周期の変動は0.2秒程度以内であり、マクロな応答に影響を与える変動量にはならない。

3) テンション・ダンパーを付加した構造物の地震応答は、誘導された等価減衰評価式を付加減衰として与え、時刻歴応答解析を行うことにより、ほぼ予測が可能である。また、1次固有周期が卓越する構造物の応答評価は応答スペクトル上に算出された等価減衰係数、等価周期をプロットすることによりほぼ予測が可能である。

一方、この種の付加減衰付き構造体の実用化に際しては今後以下の点が課題となる。

1) ばね付き粘弾性体およびストリング直列系の実機実験による各特性および理論値の妥当性の検証

2) 粘弾性体の制御に必要な振動数毎の最低内蔵ばね剛性の検証

3) 風外乱に対する付加減衰効果の評価手法の研究および振動過程における粘弾性体の温度上昇の影響検討

謝辞

本付加減衰システムのプロジェクト適用にあたりご指導を戴きました日本大学教授・斎藤公男博士、構造計画プラスワン代表・金田勝徳氏に深く感謝致します。また研究において御協力を戴いた新日本製鐵(株)原田昭徳、中村博志の各氏に感謝致します。

注1) テンション構造の構造減衰については今後の調査・研究に負う所が多いが、引用文献8)には9例のテンション構造の構造減衰に関する研究・調査例が紹介され、膜・ネット構造(面外方向)で6~13%、アルミ被覆されたケーブル構造(面外方向)で4~6%以下の値が示されている。本論ではこれらの値を参考に、検討架構が剛性の高いトラスを形成している点や外装を伴う鉄骨架構で一般的に使用されている減衰定数を考慮し、低めの値として2%を設定した。

参考文献

- 1) 建築物荷重指針・同解説、日本建築学会、1993
- 2) 土木学会：鋼斜張橋 - 技術とその変遷 -、1990
- 3) 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会論文集、1998
- 4) 五十嵐信哉、深尾康三、谷口元、向井久夫：ワイヤ式吊り物の上下震動に関する防振対策、大会学術講演梗概集1996(近畿)
- 5) 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
- 6) 加藤史郎：振動と形態の制御、空間骨組構造 - 形態・性能・生産、日本建築学会 シェル・空間構造運営委員会 空間骨組構造小委員会、1995
- 7) 金田崇興、斎藤公男、岡田章、今井克彦：テンションリングを有する放射型ケーブル屋根構造の力学特性に関する研究(その4)、大会学術講演梗概集1998(九州)
- 8) William C. Knudson: Recent advances in the Field of Long Span Tension Structures, Eng. Struct., 1991, Vol.13, April
- 9) P.Mahmoodi : Structural Dampers, Journal of Structural Div., ASCE, Vol.95, No.ST8, pp.1661-1672, 1969
- 10) R.H.Zhang, T.T.Soong, P.Mahmoodi : Seismic Response of Steel Frame Structures with Added Viscoelastic Dampers, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.18, pp.389-396, 1989
- 11) K.Kasai, J.A.Munshi, B.F.Maison : ELEM7:Viscoelastic Element for PC-ANSR, Nat. Inf. Serv. for Earthq. Enfr. (NISEE), Univ. of Calif. Berkeley, CA, 1992
- 12) 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
- 13) 曾田五月也、和田純一、平田裕一、山中久幸：繰り返し加力実験に基づく粘弾性ダンパーの力学モデルの構築、日本建築学会構造系論文集、pp.29-36、1994.3
- 14) 曾田五月也、高橋雄司：ランダム加力による粘弾性ダンパーの振動数依存の定量化、日本建築学会構造系論文集、pp.43-49、1997.8
- 15) K.Kasai, Yaomin Fu : Seismic Analysis and Design Using Viscoelastic Dampers, シンポジウム「耐震設計の新しい方向」、pp.113-140、1995
- 16) K.Kasai, Y.H. Huang, A.Wada : Hysteretic Model of Visco-Elastic Damper for Long Duration Loading, 大会学術講演梗概集1997(関東)
- 17) 笠井和彦、大熊潔：粘弾性ダンパー制振構造の近似解析法(その1.2)、大会学術講演梗概集1999.9
- 18) 竹内徹、岩田衛、和田章：高張力ロッドを用いたテンション構造のシステム化に関する基礎研究、日本建築学会構造系論文集、1999.3
- 19) 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
- 20) 建設省建築研究所、日本建築センター：設計用入力地震動作成手法技術指針(案)、1992.3
- 21) 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(九州)

(1999年3月10日原稿受理、1999年8月2日採用決定)