

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	長時間風応答時の粘弾性ダンパーの動的特性変化の簡易予測
Title(English)	SIMPLE PREDICTION METHODS FOR DYNAMIC CHARACTERISTIC CHANGE OF VISCOELASTIC DAMPER UNDER LONG-TERM DURATION LOADING
著者(和文)	奥田翔平, 佐藤大樹, Dave M. Osabel
Authors(English)	Shohei Okuda, Daiki Sato, Dave M Osabel
出典(和文)	構造工学論文集, Vol. 67B, , pp. 691-700
Citation(English)	Journal of Structural Engineering, Vol. 67B, , pp. 691-700
発行日 / Pub. date	2021, 3
権利情報	日本建築学会

長時間風応答時の粘弾性ダンパーの動的特性変化の簡易予測

SIMPLE PREDICTION METHODS FOR DYNAMIC CHARACTERISTIC CHANGE OF VISCOELASTIC DAMPER UNDER LONG-TERM DURATION LOADING

奥田 翔平*¹, 佐藤 大樹*², Dave M. Osabel*³
Shohei Okuda, Daiki SATO, Dave M. OSABEL

In recent years, high-rise buildings require countermeasures against long-period ground motion in urban areas because of the Nankai Trough earthquake and long-term wind vibration. Therefore, countermeasures against long-term vibrations in high-rise buildings has gained research interest. As one of the measures, a damping structure using a damper can be considered. Especially, Viscoelastic (VE) damper is one of the types of effective vibration passive control devices for earthquake and wind loadings because it effectively absorbs vibration energy for both low- and large-amplitude, and low- and high-frequency excitations. In addition to the heat generated due to energy dissipated, the effect of heat conduction and convection becomes significant under long-duration vibration and must be taken into consideration in the design of VE-damped high-rise building. There had been previously proposed methods which considers such effects but these methods require advanced knowledge and tools which may not be readily available to designers. This paper, therefore, proposes simplified methods in predicting the dynamic characteristic of VE damper under long-duration loading based on the closed-form solution of steady-state heat transfer analysis. Results from the analysis of VE damper under long-duration harmonic loading using these simplified methods are very similar to those of the previously proposed methods.

Keywords : *Viscoelastic damper, long-duration loading, steady-state heat transfer analysis, simple prediction methods*

粘弾性ダンパー, 長時間加振, 定常熱伝導解析, 簡易予測手法

1. はじめに

1.1 研究背景

近年, 超高層建物において, 発生が予想¹⁾されている南海トラフ地震による都市部での長周期地震動への対策に加え, 長時間の風の振動によって居住者が不快に感じないようにすることが要求される²⁾。そのため超高層建物における継続時間の長い振動への対策に関心が高まっている。この対策のひとつとして, ダンパーを付加する制振構造が考えられる³⁾。しかし, ダンパーの種類によっては継続時間の長い振動時にその性能が低下するため, 超高層の制振構造建物を設計する際は, その性能低下を考慮した設計が求められる。このことより継続時間の長い振動に対する制振部材の性能に関する研究が, 粘性ダンパーやオイルダンパー, 鋼材ダンパーなどを中心に近年積極的に進められている^{4)~8)}。

粘弾性ダンパーは大振幅で高振動数の外乱だけでなく, 小さな振幅で低振動数の外乱まで効果的に振動エネルギーを吸収することから, 地震および風に有効な制振部材のひとつである。しかし, 粘弾性ダンパーは剛性や粘性といった動的特性が振動時に複雑に変化するため, 粘弾性ダンパーを有する建物を設計するときは, その動的特性変化に伴うダンパーの性能変化を考慮する必要がある。特に継

続時間が長い振動時は, 温度上昇に加え, 熱伝導・伝達の影響も大きくなるため, 粘弾性ダンパーを有する超高層の制振構造建物においては, それらの影響を考慮した設計が求められる⁹⁾。しかし, 長時間振動時の粘弾性ダンパーの性能変化の研究は少なく^{例えば 6),9),10)}, その中でも熱伝導・伝達を考慮した性能変化に関する研究はあまり行われていないのが現状である^{例えば 11)~13)}。

熱伝導・伝達を考慮した長時間振動時の粘弾性ダンパーに注目した研究として, 文献 11), 12)が挙げられる。文献 11)は温度振動数依存性を考慮した解析モデル¹⁴⁾と非定常熱伝導解析を組み合わせ, 継続時間の長い振動時の粘弾性ダンパーの剛性や粘性といった特性値を求める解析手法を提案されている。また文献 12)では選定や作成が煩雑である長時間のランダム波を, ある正弦波に置換する方法(正弦波置換法)¹⁵⁾を用いて, 長時間加振時のダンパーの特性値の簡易評価手法を提案している。これらの文献において, 継続時間長い振動時は, 熱伝導・伝達の影響により, ある時点で吸収エネルギー量と放出エネルギー量が釣り合い, 温度が定常状態になるに伴い, 動的特性も一定値を取ることが実験及び解析から確認された。しかし, これらの手法は精度よくダンパーの特性変化を予測・評価することが可能であるが, 解析をすること自体に高度な知識を必要とし, ま

*1 東京工業大学 環境・社会理工学院 大学院

*2 東京工業大学 未来産業技術研究所 准教授・博士 (工学)

*3 東京工業大学 環境・社会理工学院 博士

Graduate Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology
Associate Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Doctor Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology

た実施できる環境・ソフトウェアを有することが必要となる。このような粘弾性ダンパーの評価手法をより簡便・簡易的なものにするには、熱伝導・伝達の影響を考慮した制振構造の設計手法の構築に必要不可欠である。

1.2 本論文の目的と構成

本論文では、解析条件を簡易化した上でも、粘弾性ダンパーの熱伝導・伝達だけでなく、温度・振動数依存性を考慮した性能評価を行う簡易評価手法を提案する。長時外乱加振時、ダンパー特性が定常状態になることに注目し、簡易的にモデル化した粘弾性ダンパーにおいての定常状態の理論式を用いることにより、ダンパー特性の簡易予測法を提案する。本論文では、文献 12)の長時間ランダム波加振実験結果および正弦波加振実験結果と本手法を比較することでその精度を確認する。

以下に本論文の構成を述べる。2章では、文献 12)の長時間ランダム波加振実験結果および正弦波加振実験の概要について述べる。3章ではモデル化の説明、および提案する予測法の説明を行う。4章では実験結果と簡易予測法の予測値の比較を行い、その精度を検証する。

2. ランダム波および正弦波の長時間加振実験の概要

2.1 ランダム波および置換正弦波の諸元

本章では、文献 12)の粘弾性ダンパーのランダム波および正弦波加振実験の概説を行う。特に、本論文で提案する予測手法が正弦波振動時の理論に基づく予測法であるものの、後述する正弦波置換法を介することでランダム振動時の特性値の予測を行えることを示すと同時に、ランダム波加振時と置換正弦波加振時の実験時の精度を示すことが本章の目的である。詳細は文献 12)を参照されたい。本節では、実験で使用した入力波の諸元およびその作成方法について概説する。

この実験は、高さ 200m、幅・奥行が等しく 50m の超高層建物の風応答を対象としている。この実験では、建物固有周期、および減衰が異なる 4 つの対象建物モデルにおける風方向および風直交方向の風応答をもとに入力ランダム波を作成し、粘弾性ダンパーへの長時間加振実験を行い、その特性変化を確認している。また作成したランダム波から正弦波置換法¹⁵⁾により入力正弦波を作成し、同様に加振実験を行い、特性変化の確認を行うとともに、ランダム波結果と正弦波加振実験の整合性の検証をしている。

以下に実験で使用した入力正弦波およびランダム波について述べる。Table 1 に入力ランダム波の諸元をまとめる。この実験において長時間ランダム振動時の粘弾性ダンパーの特性変化に影響を与えるパラメータを検討するため、ダンパー変形の標準偏差が $\sigma_u = 5.0 \text{ mm}$ となるように基準化している。また、風方向風力は平均成分を有するが、本論文では変動成分のみを用いている。なお、表中の A:風方向, C:風直交方向, L:低減衰 ($h=2\%$), H:高減衰 ($h=10\%$) であり、数字は 1 質点系モデルの固有周期 T_0 を意味する。そして P.F.:ピークファクター (= 最大値/標準偏差), N_0^+ :12000 秒間で変形波形がゼロ軸の正の傾きで超える数(以下、繰り返し回数)である。また、本実験に用いたアクリル系の粘弾性体 (2.2 節) は線形性が強く、ダンパーの最大変形 $u_{d,max}$ は本実験の振動数・温度において概ね線形とみなせる範囲にある。Table

2 に Table 1 で示したランダム波に対する正弦波置換法¹⁵⁾で得られた置換正弦波の諸元を示す。正弦波置換法とは、長時間のランダム振動時における、粘弾性ダンパーの特性を決定する重要なパラメータであるダンパー変形の標準偏差 σ_u 、繰り返し回数 N_0^+ 、および振動時間 t_a をもとに、ランダム波を一定の振幅と振動数で表される正弦波に置換する手法である。正弦波置換法により、置換振動数 f_r および置換振幅 A_r は、ランダム振動時のダンパー変形の繰り返し回数 N_0^+ 、振動時間 t_a および標準偏差 σ_u を用いて次式より算出される¹⁵⁾。

$$f_r = \frac{N_0^+}{t_a} \quad (1) \quad A_r = \sqrt{2}\sigma_u \quad (2)$$

なお、 $\sqrt{2}$ は正弦波における理論値の P.F. を意味する。Fig. 1 に実験の代表的なケースとして A-3L と C-3L におけるランダム波とそれに対応する置換正弦波のダンパー変形の時刻歴を示す。

Table 1 Damper deformation: random

Case	u_d Max (mm)	u_d Min (mm)	σ_u (mm)	P.F.	N_0^+
A-3L	21.0	-20.6	5.0	4.2	3,452
A-3H	24.4	-16.9		4.9	2,018
A-6L	17.9	-16.6		3.6	1,728
A-6H	23.3	-16.2		4.7	1,296
C-3L	17.9	-17.4	5.0	3.6	3,460
C-3H	19.9	-19.6		4.0	1,820
C-6L	14.7	-16.0		3.2	1,780
C-6H	17.1	-20.4		4.1	1,580

Table 2 Damper deformation: equivalent sinusoidal wave

Case	t_a (s)	A_r (mm)	f_r (Hz)	\dot{u}_d Max (mm/s)
A-3L	12,000	7.07	0.288	12.79
A-3H			0.168	7.46
A-6L			0.144	6.40
A-6H			0.108	4.80
C-3L	12,000	7.07	0.288	12.79
C-3H			0.152	6.75
C-6L			0.148	6.57
C-6H			0.132	5.86

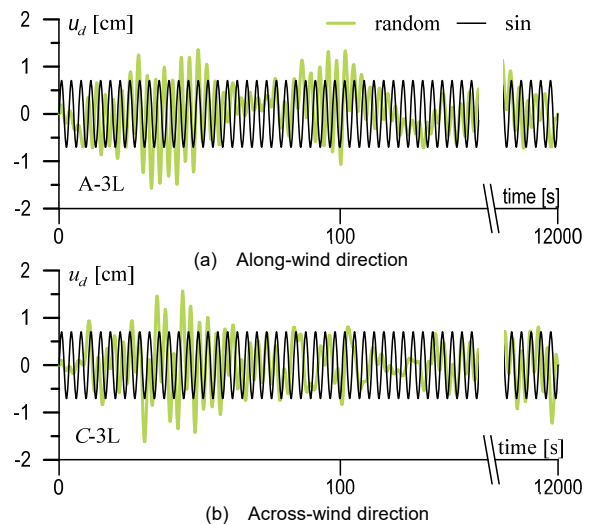


Fig. 1 Random and equivalent sinusoidal wave

2.2 ダンパーおよび計測の概要

本節ではこの実験で使用された粘弾性ダンパーの説明、および計測の説明を行う。実験で使用された粘弾性ダンパーの詳細図を Fig.2 に示す。このダンパーは2層の2層のアクリル系粘弾性体材料 (3M Japan 製 ISD111) を厚さ $d_v = 12$ mm 鋼材の中板・外板の間に挟んだ両面せん断型である。粘弾性体の幅と長さはそれぞれ $B = 80$ mm, $L = 160$ mm (せん断面積 $A_s = 25,600$ mm²), 厚さ $d_v = 16$ mm である。

粘弾性ダンパーの温度は, Fig. 2 に示すように, 外板の外気側 (A 点), 粘弾性体上側の厚さ方向 1/4 (B, F 点) と 1/2 (C, E 点) の位置, そして中板厚さの中心 (D 点) の計測を行う。つまり両側の粘弾性体について計 8 点計測する。また, 治具 (G 点), 外気 (H 点) も測定する。温度の測定には熱電対を用い, また周辺温度の温度変化による影響を極力無視するため, 外気温は加振終了までの間, 常に一定の温度 = 24°C となるように維持した。時間刻みは $\Delta t = 1.0$ s として加振開始から終了まで測定した。一方, ダンパーの荷重 F_d と変位 u_d は $\Delta t = 0.01$ s として計測を行った。これは置換正弦波において, 最も振動数が高い A-3L および C-3L 実験時に 1 サイクル当たり 300 点以上を計測できるようにするためである。ただし, 計測を行う機器の容量上すべての時間で計測が行えないため, Fig. 3 に示すように振動時間 12000 秒の間で 1200 秒ごとに置換正弦波の 5 サイクルに対応する時間: t_m 秒間ずつ (t_m : 計測時間) のみ計測を行った。なお Fig. 3 に示す A-3L においては $t_m = 80$ s である。

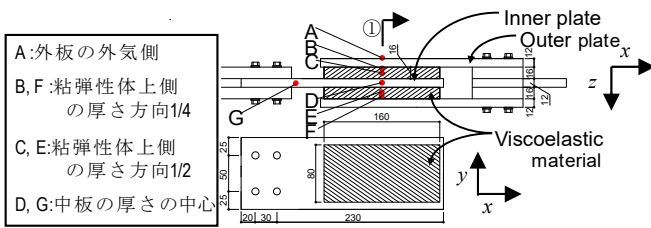


Fig. 2 Viscoelastic damper specimen with the temperature measurement locations

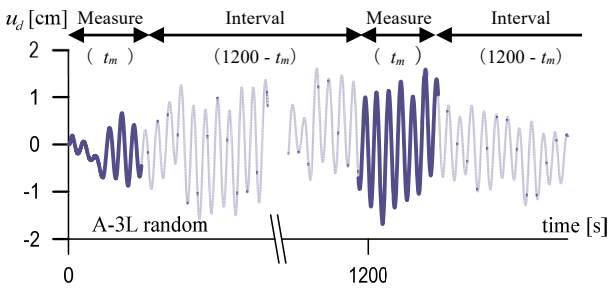


Fig. 3 Time instances for measuring displacement and force

2.3 貯蔵剛性・粘性係数の実験値の評価方法

本節では, 実験における貯蔵剛性 K'_d と粘性係数 C_d の評価方法について述べる。なお, 本論文では貯蔵剛性 K'_d と粘性係数 C_d を動的特性と呼ぶこととする。

Fig. 4(a)に加振開始から 0~80 秒の間に実験で計測された A-3L ケースにおけるランダム波および置換正弦波加振時のダンパー変形 u_d とダンパー荷重 F_d のループ, またダンパー変形を微分して算出したダンパー速度 \dot{u}_d とダンパー荷重 F_d のループをそれぞれ示す。

同様にして Fig. 4(b)に加振開始から 3600~3690 秒の間に実験で計測された A-3H ケースにおけるランダム波および置換正弦波加振時のダンパー変形 u_d とダンパー荷重 F_d , ダンパー速度 \dot{u}_d とダンパー荷重 F_d のループをそれぞれ示す。Fig. 4 に示すように, 実験における K'_d の値は u_d と F_d のループの傾きであり, C_d の値は \dot{u}_d と F_d のループの傾きであることから, それぞれ最小二乗法により以下の式で算出できる¹⁶⁾。ただし N は計測データの個数である。

$$K'_d = \frac{N \sum u_d \cdot F_d - \sum u_d \sum F_d}{N \sum u_d^2 - (\sum u_d)^2} \quad (3)$$

$$C_d = \frac{N \sum \dot{u}_d \cdot F_d - \sum \dot{u}_d \sum F_d}{N \sum \dot{u}_d^2 - (\sum \dot{u}_d)^2} \quad (4)$$

そして, 以上の式より算出したそれぞれのループの傾きを Fig. 4 中に破線として示す。ほとんどのケースにおいて最小二乗法により適切にループの傾きを導出できていることが確認できる。ただし, Fig. 4(b)の A-3H ケースにおける貯蔵剛性 K'_d については, その傾きが過小評価されていることが確認される。これは, 静的な力の性質を持つ風力の準静的成分の影響により, 履歴の中心位置が移動したことが原因である。このように風方向でかつ減衰の高い A-3H のような風の準静的成分の影響が大きい時における貯蔵剛性の適切な評価方法 K'_d については付録 C に詳しく記載する。

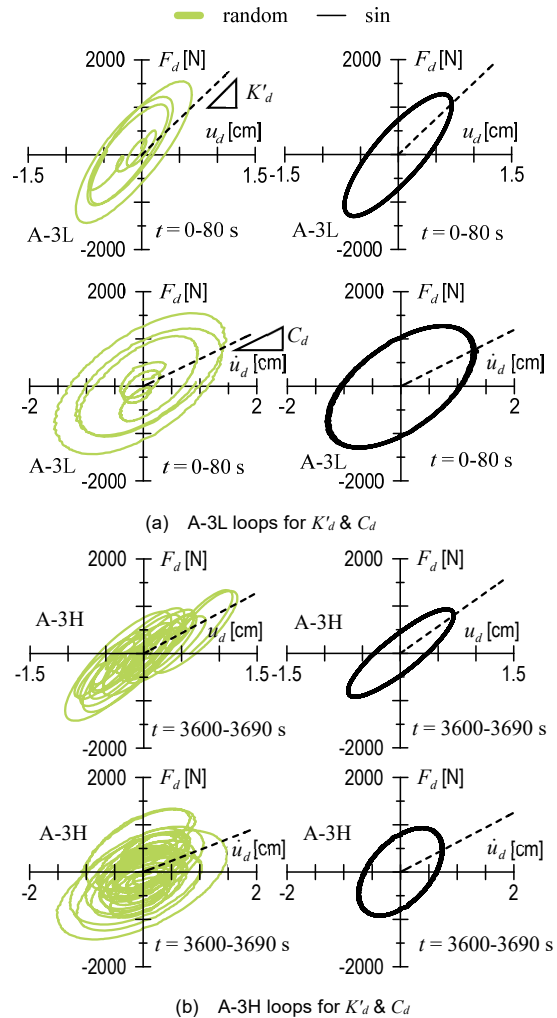


Fig. 4 Random vs. sinusoidal tests: Force-deformation hysteresis loops

2.4 実験結果

本節では、長時間ランダム波加振実験結果および正弦波加振実験結果の説明を行う。特に本論文で提案する予測手法が正弦波置換法に基づく予測法であるため、正弦波置換法がランダム波の特性を適切に評価できていることを示すことが本節の目的である。詳細な結果の考察については文献 10)を参照されたい。

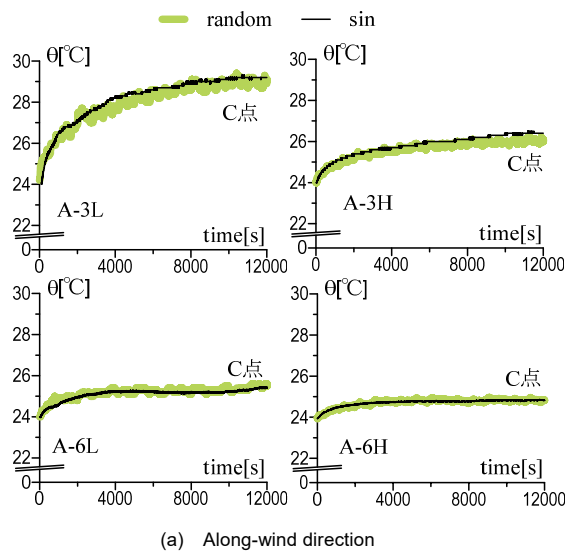
Fig. 5 に各ケースにおけるランダム波および正弦波加振実験により得られた C 点における温度時刻歴の結果を重ねて示す。そして同様に Fig.6 にランダム波および正弦波加振実験により得られる貯蔵剛性 K'_d の時間変化と粘性係数 C_d の時間変化を示す。Fig. 5 よりいずれの加振においても、加振直後は粘弾性体のエネルギー吸収による発熱によってダンパー内部の温度が急激に上昇するが、ある時刻から熱伝達・熱伝導の効果により温度上昇が緩やかになり、温度がほぼ一定値に漸近することが確認できる。また Fig. 6 より、温度が一定値になるに伴い貯蔵剛性 K'_d と粘性係数 C_d もある一定値を取ることがわかる。加えて Fig. 5 より正弦波置換法によって適切に温度を評価できていることが確認できる。そして同様に Fig. 6 から、様々な振動数成分を有するランダム波とは異なり、正弦波は 1 つの成分しか有していないものの、正弦波置換法によって決定した振幅と振動

数を用いることで、置換正弦波加振時の貯蔵剛性 K'_d と粘性係数 C_d はランダム波加振時の結果とよく一致していることが確認できる。ただし A-3H および A-6H において貯蔵剛性 K'_d のランダム波と置換正弦波の結果で誤差が大きいことが確認できる。これは前述したように、風の準静的成分の影響が大きいケースにおいて、2 章 3 節で示した貯蔵剛性の実験値の評価手法が適切でないことによるものである。しかしそれ以外のケースについては、正弦波置換法により、温度及び動的特性が対応良く評価されていることが確認できる。

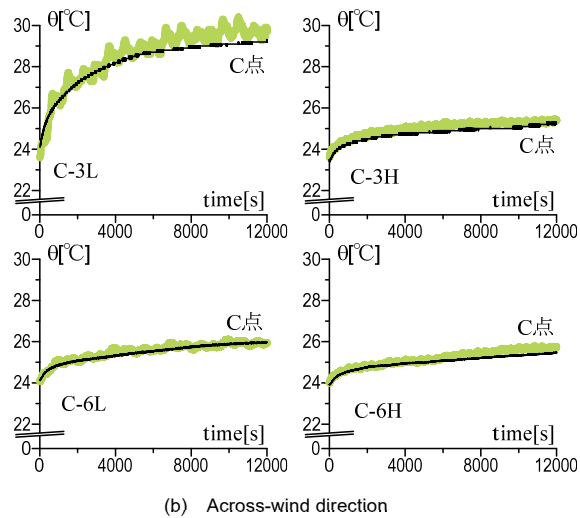
3. 動的特性簡易予測法

3.1 正弦波加振時の履歴と解析モデル式

2 章より長時間振動時における粘弾性ダンパーの温度や動的特性は一定値となることが示された。定常状態、そして定常状態になるまで過渡状態の 2 つに分けて考え、それぞれについて予測手法を提案する。そしてこの 2 つを組み合わせることにより、動的特性を簡易的に予測できる方法（動的特性簡易予測法）を提案する。本節では粘弾性ダンパーを簡易的にモデル化した上で、定常状態の簡易予測法に必要な定常状態の粘弾性ダンパーの内部温度分布を導出する。そしてこの式を用い、後述する手順により粘弾性ダンパーの定

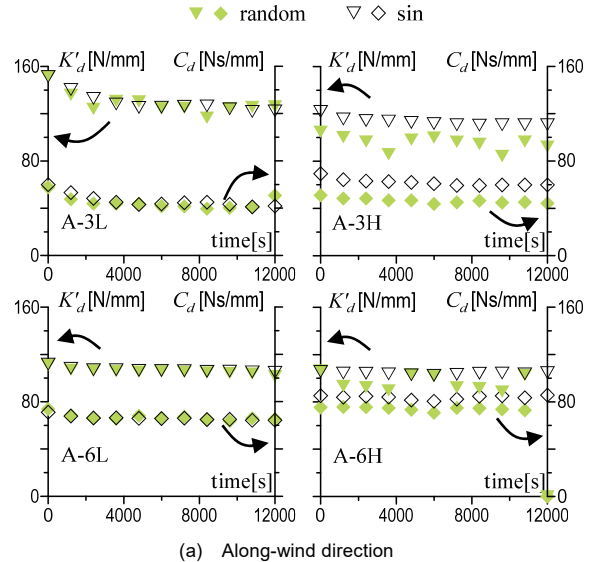


(a) Along-wind direction

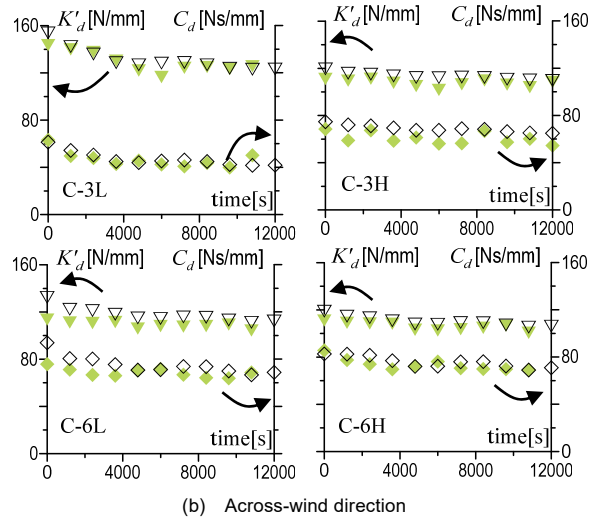


(b) Across-wind direction

Fig. 5 Random vs. sinusoidal tests: Temperature time-history



(a) Along-wind direction



(b) Across-wind direction

Fig. 6 Random vs. sinusoidal tests: K'_d and C_d histories

常時の特性を予測する手法を提案する。

Fig. 2 に示した粘弾性ダンパーをモデル化する上で、鉄板は熱伝導率が粘弾性体に比べ、極めて大きい(約 230 倍)¹⁷⁾ため無視する。また文献 11)より粘弾性体の温度は厚み方向 (z 方向) に大きく依存し、その他の方向 (x, y 方向) ではほとんど一定であることが示されているため、粘弾性体は厚み方向の一次元体として考える。そして一次元体は、振動エネルギー入力により発熱しながら、両端から熱伝達により熱放出を行い定常状態になるとする。Fig. 7(a)に粘弾性ダンパーで行われる熱放出の概念図を示す。また Fig. 7(b)に一次元体へのモデル化の概念図を示す。ここで定常状態となった時のそれぞれの面の温度を θ_1, θ_2 とする。そして空気温度 θ_a 、熱伝導率 κ 、熱伝達係数 α_{c1}, α_{c2} 、単位時間単位体積当たりの内部発熱量 \dot{Q} 、比熱 s 、密度 ρ 、モデルの長さを d_v とする。ただし、一次元体における熱伝達係数 α_{c1}, α_{c2} の導出方法の詳細は付録 D に記載する。

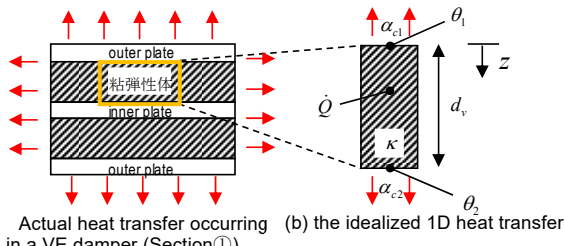


Fig. 7 1D model of VE damper

このようにモデル化したとき以下の 3 式が成り立つ^{17)~19)}。

$$\frac{\kappa}{s\rho} \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + \frac{\dot{Q}}{s\rho} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{\alpha_{c1}}{\kappa} (\theta_1 - \theta_a) - \left(\frac{\partial \theta(0)}{\partial z} \right) = 0 \quad (6)$$

$$\frac{\alpha_{c2}}{\kappa} (\theta_2 - \theta_a) + \left(\frac{\partial \theta(d_v)}{\partial z} \right) = 0 \quad (7)$$

これらの式より一次元体の内部温度分布は以下の式で表される。なお式(5)~(7)から式(8)の導出する過程については付録 A を参照されたい。

$$\theta(z) = -\frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} \left(z - \frac{\alpha_{c1}}{\dot{Q}} A \right)^2 + \frac{\alpha_{c1}^2}{2Q\kappa} A^2 + A + \theta_a \quad (8)$$

ここで、 A は以下の式である。

$$A = \frac{(\alpha_{c2} d_v + 2\kappa) \dot{Q} d_v}{2(\alpha_{c1} \alpha_{c2} d_v + \alpha_{c1} \kappa + \alpha_{c2} \kappa)} \quad (9)$$

よって、最大温度 θ_{max} 及びその位置 z_{max} は以下の式で表される。

$$\theta_{max} = \frac{\alpha_{c1}^2}{2Q\kappa} A^2 + A + \theta_a \quad (10) \quad z_{max} = \frac{\alpha_{c1}}{Q} A \quad (11)$$

これらの式(9)~(11)を使い、3.3 節にて定常状態における特性の簡易予測手法を提案する。

3.2 正弦波加振時の履歴と解析モデル式

本節では 3.3 節および 3.4 節の予測法で使用する粘弾性ダンパーの正弦波加振時の理論式および粘弾性体の温度振動数依存性を考慮できる解析モデル式¹⁴⁾の概説を行う。

Fig. 8 に粘弾性ダンパーに正弦波が加振されたときの履歴を示す。

ここで K'_d : 貯蔵剛性, C_d : 粘性係数, η_d : 損失係数, W_d : エネルギー吸収量, $u_{d,max}$: 最大変位, $\omega (= 2\pi/T)$: 固有円振動数である。

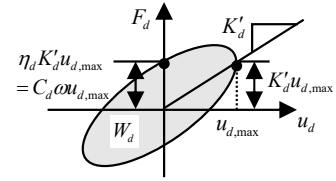


Fig. 8 Typical hysteresis loop under harmonic loading

このとき単位時間当たり単位体積あたりの発熱量 \dot{Q} は、振動の周期を T 、ダンパーの体積を V とすると 1 サイクル当たりのエネルギー吸収量 W_d をもとに次式より求められる。

$$\dot{Q} = \frac{W_d}{VT} \quad (12)$$

なおエネルギー吸収量 W_d は履歴の楕円の面積で求められ、以下の式によって算出される。

$$W_d = \pi \eta_d K'_d u_{d,max}^2 \quad (13)$$

ここで、本論文における貯蔵剛性 K'_d 、損失係数 η_d 、については粘弾性体の温度振動数依存性を考慮することのできる分数微分モデルから算出している。以下にその式を示す¹⁴⁾。

$$K'_d = G \frac{1 + ab\omega^{2\alpha} + (a+b)\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2) A_s}{1 + a^2\omega^{2\alpha} + 2a\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2) d_v} \quad (14)$$

$$\eta_d = \frac{-(a+b)\omega^\alpha \sin(\alpha\pi/2)}{1 + ab\omega^{2\alpha} + (a+b)\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2)} \quad (15)$$

ここでは分数微分の次数 α 、そして G, a, b は構成則のパラメータ¹⁴⁾であり、特に a, b は温度に依存し次式で求まる²⁰⁾。

$$a = a_{ref} \lambda^\alpha \quad (16) \quad b = b_{ref} \lambda^\alpha \quad (17)$$

なお a_{ref}, b_{ref} は基準温度 (20°C) における a, b の値であり、また λ は温度を考慮するシフトファクターで以下の式から求める。

$$\lambda = \exp\left[-p_1(\theta - \theta_{ref})/p_2 + \theta - \theta_{ref}\right] \quad (18)$$

ここで θ_{ref} は基準温度、 θ は粘弾性ダンパーの温度を表す。

3.3 SSP 手法(Steady State Prediction)

本節では、3.1 節、3.2 節で示した式を利用し、長時間加振時の粘弾性ダンパーの定常状態の特性の簡易予測手法、定常時予測法

(Steady State Prediction, SSP 手法) を提案する。Fig. 9 に SSP 手法のフロー、Fig. 10 にその概念図を示す。以下に詳しくフローの説明をする。始めに周辺温度 θ_a で貯蔵剛性 K'_d および損失係数 η_d を式(14)、(15)より算出し、そこから求めるエネルギー吸収量 W_d をもとに発熱

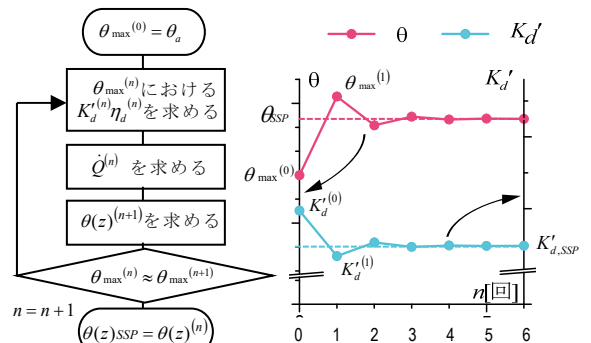


Fig. 9 SSP flowchart

Fig. 10 Concept of SSP

量 \dot{Q} を式(12)より求める。そして式(10)よりダンパー内部の最大温度 θ_{max} を算出する。次にこの温度をもとにして、貯蔵剛性 K'_d および損失係数 η_d を再計算し、それに応じて発熱量 \dot{Q} 、ダンパー温度 θ_{max} を求めなおす。以上の操作をダンパー内部の最大温度 θ_{max} が収斂するまで n 回繰り返す。こうして収束した値をダンパーの定常温度 θ_{SSP} とし、この温度におけるダンパーの各特性値をダンパーの定常状態における特性値とする。なお式(8)による定常状態におけるダンパーの内部温度分布についての検討は付録 B に記載する。

3.4 SSP 手法の収斂性

本節では SSP 手法の収斂性について、2 章で述べた実験を対象とし算出した予測値を用いて検討する。なおこの算出において、熱伝達率 α_1 、 α_2 については次章で示す Table 3 の値を用いている。

Fig. 11 ~ Fig. 14 に SSP 手法で得られる予測温度 θ 、貯蔵剛性 K'_d 、粘性係数 C_d および発熱量 \dot{Q} の収斂回数による変化を示した図をそれぞれ示す。

$n=0$ における粘弾性体の貯蔵剛性 $K'_d(0)$ は初期温度 $\theta(0) = \theta_a$ によって決定されるため、大きな値で評価されていることが Fig. 12 より確認できる。そしてそれに伴い $n=0$ の発熱量 $\dot{Q}(0)$ が高く評価されることが Fig. 14 で確認され、 $n=1$ では温度 $\theta(1)$ が高くなることが Fig. 11

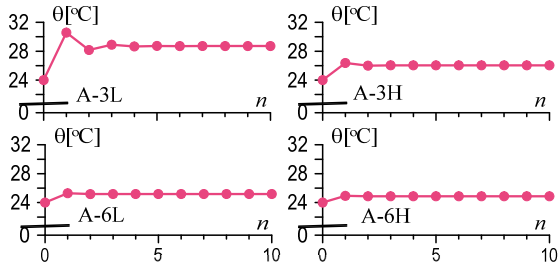


Fig. 11 Convergences of θ by SSP

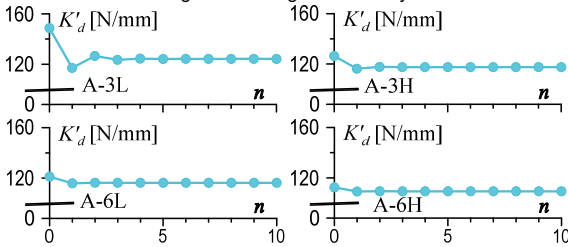


Fig. 12 Convergences of K'_d by SSP

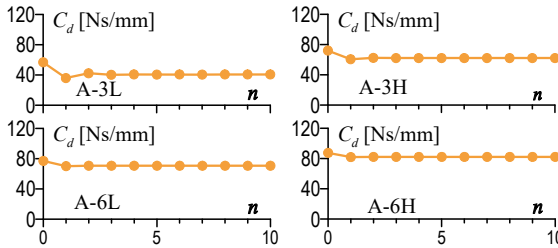


Fig. 13 Convergences of C_d by SSP

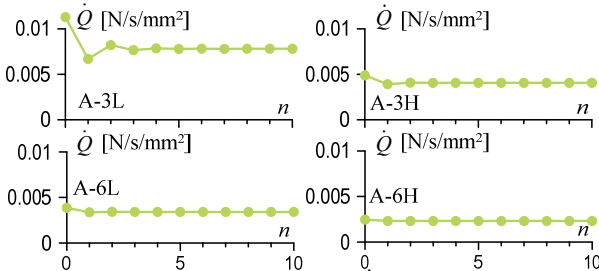


Fig. 14 Convergences of \dot{Q} by SSP

からわかる。しかし次は温度 $\theta(1)$ が高く評価されたことによって、粘弾性体の貯蔵剛性 $K'_d(1)$ を小さく評価するため、発熱量 $\dot{Q}(1)$ が小さくなり、 $n=2$ では温度 $\theta(2)$ が低くなっている。そして以上のことが繰り返され、温度 θ 、貯蔵剛性 K'_d 、粘性係数 C_d および発熱量 \dot{Q} が一定値に収束していくことが Fig. 11 ~ Fig. 14 から確認できる。以降、本論文では収斂回数 n は以下の式の範囲に収まるまでの回数として簡易予測手法の検討を行った。

$$0.99 \leq \theta_{max}^{(n)} / \theta_{max}^{(n+1)} \leq 1.01 \quad (19)$$

このとき最も収斂回数 n が必要なケース(A-3L)において、 $n=6$ であったため、以降はすべてのケースにおいて本手法の $n=6$ の結果を示している。

3.5 SDP 手法(Short Duration Prediction)

3.3 節の SSP 手法は長時間振動が加わった後の動的特性を予測できるが、定常状態になるまでの過渡状態の特性については明らかでない。そこで本節では、過渡状態の特性の簡易予測法、SDP 手法 (Short Duration Prediction-Method) を提案する。この手法では熱伝導・伝達による熱放出を考慮せず、エネルギー吸収による発熱のみを考慮して材料特性変化を考える。なおこの仮定は粘弾性体の熱導率が小さいことを考えると、継続時間の短い場合には妥当と言える³⁾。Fig. 15 に SDP 手法のフロー、Fig. 16 にその概念図を示す。ただし j : サイクル数である。以下にフローの詳しい説明を行う。 j サイクル目における温度 $\theta^{(j)}$ で貯蔵剛性 K'_d のおよび損失係数 η_d を式(14)、(15)より算出し、以上の値よりエネルギー吸収量 $W_d^{(j)}$ を式(13)より求める。そして以下の式を用い、温度上昇幅 $\Delta\theta^{(j)}$ を算出する。

$$\Delta\theta^{(j)} = \frac{W_d^{(j)}}{s\rho V} \quad (20)$$

次に温度上昇幅 $\Delta\theta^{(j)}$ を用い、次サイクルの温度 $\theta^{(j+1)}$ を以下の式より求める。

$$\theta^{(j+1)} = \theta^{(j)} + \Delta\theta^{(j)} \quad (22)$$

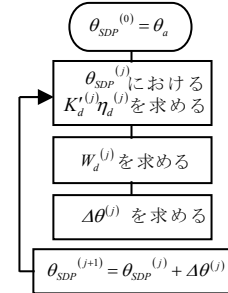


Fig. 15 SDP flowchart

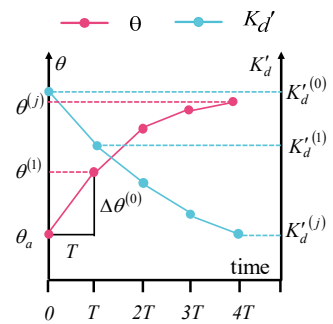


Fig. 16 Concept of SDP

そして $\theta^{(j+1)}$ を用いて、貯蔵剛性 $K'_d^{(j+1)}$ および損失係数 $\eta_d^{(j+1)}$ を求めなおし、再び同じ操作を行う。以上のことを繰り返すことにより発熱のみを考慮した場合のある時刻におけるダンパーの温度を求めることができる。本手法で求められる j サイクル目における温度を $\theta^{(j)}_{SDP}$ とし、その温度におけるダンパーの各特性値を j サイクル目のダンパーの特性値とする。本節の手法で求まる温度 $\theta^{(j)}_{SDP}$ が 3.3 節の手法で求まる温度 θ_{SSP} を超えるまで、 $\theta^{(j)}_{SDP}$ でダンパーの各特性値を評価することで、定常状態に加え、過渡状態もダンパーの特性を評価できる。このようにして 2 つの簡易予測手法を組み合わせた手

法を、動的特性簡易予測法（Simplified Prediction method of Dynamic Characteristics : SPDC）と呼ぶこととする。Fig.17 に SPDC 手法の概念図を示す。Fig.17 のように SSP, SDP を組み合わせて SPDC としている。

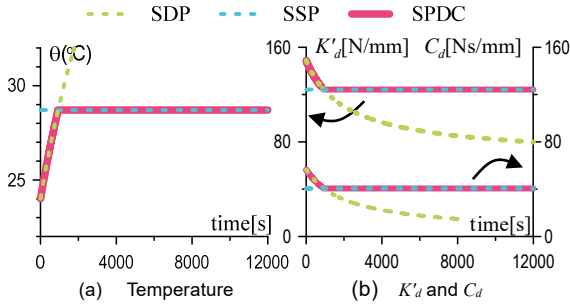


Fig. 17 Derivation of SPDC from SDP and SSP

4. 実験結果との比較

動的特性簡易予測法（SPDC）による予測値と実験と比較する。予測値の算出において使用したモデルの各パラメータは、 $\alpha = 0.558$, $G = 0.0392 \text{ N/mm}^2$, $a_{ref} = 5.6 \times 10^{-3}$, $b_{ref} = 2.10$, $p_1 = 14.06$, $p_2 = 97.32$, $\theta_{ref} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $s\rho = 0.188 \text{ N/s/}^\circ\text{C}$ である¹²⁾。また熱伝達係数 α_{c1} , α_{c2} は Table 3²¹⁾ で示した値を用いている。なお熱伝達係数の決定方法につ

いては付録 D に記載する。

Fig. 18 に、各ケースにおけるランダム波および正弦波加振実験により得られた C 点における温度時刻歴の結果とそれぞれのケースの動的特性簡易予測法の予測値を重ねて示す。Fig. 18 より全てのケースについて SPDC によって予測された温度は実験値と良い対応を示していることがわかる。

同様に Fig. 19 にランダム波および正弦波加振実験により得られる貯蔵剛性 K'_d の時間変化、粘性係数 C_d の時間変化とそれぞれのケースの SPDC による予測値を重ねて示す。ほとんどのケースにおいて動的特性簡易予測法によって精度よく動的特性が予測できている

Table 3 Equivalent heat transfer coefficients for 1D heat transfer analysis

case	$\alpha_{c1}[\text{N/s/mm}^\circ\text{C}]$	$\alpha_{c2}[\text{N/s/mm}^\circ\text{C}]$
A-3L	0.023	0.011
A-3H	0.026	0.012
A-6L	0.040	0.018
A-6H	0.067	0.027
C-3L	0.023	0.011
C-3H	0.036	0.016
C-6L	0.028	0.013
C-6H	0.038	0.017

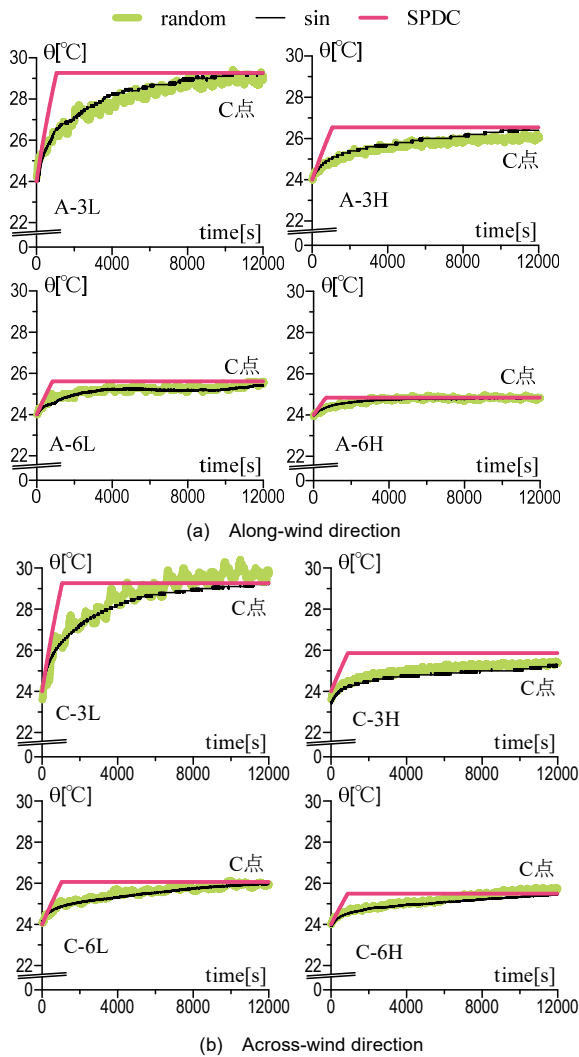


Fig. 18 SPDC vs. random and sinusoidal tests: temperature

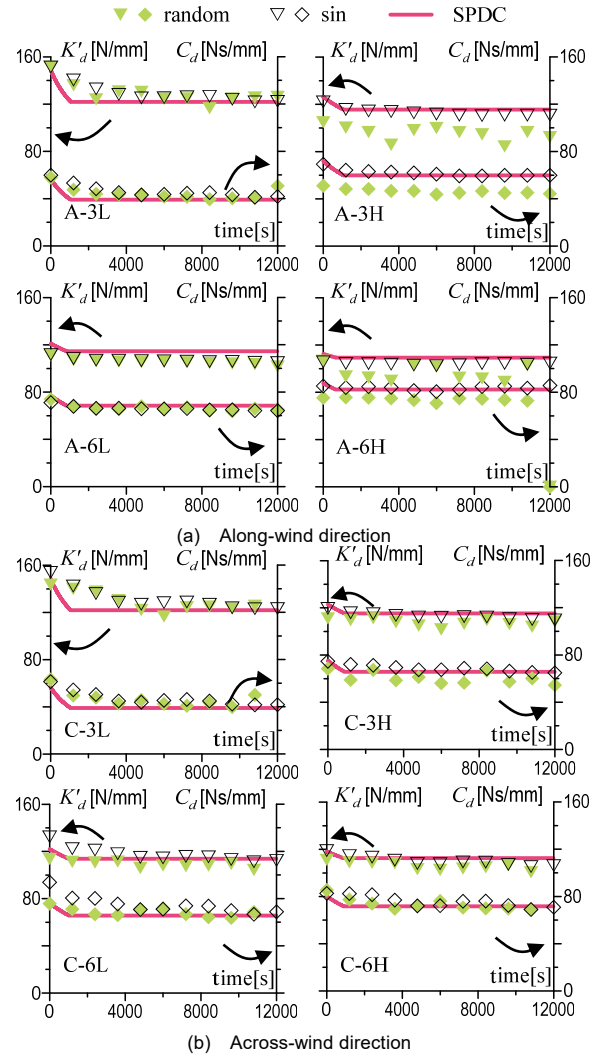


Fig. 19 SPDC vs. random and sinusoidal tests: K'_d and C_d

ことが確認できる。一方で精度よく予測できていないケースとしてランダム波加振の A-3H が挙げられる。この誤差は風力の準静的成分の影響によるものであることは 2.4 節にて述べた。このような準静的成分の大きいケースにおいては付録 C で検討している。

5. まとめ

本論文では、熱伝導・伝達だけでなく、粘弾性ダンパーの温度・振動数依存性をも考慮できる簡易評価手法（動的特性簡易予測法）を提案した。また文献 12)の長時間ランダム波加振実験結果および正弦波加振実験結果とその手法の予測値を比較することでその精度を確認した。以下に本論文で得られた知見を示す。

- (1) 定常状態の理論式を用いることで、長時間加振時の粘弾性ダンパーの定常状態温度及び動的特性を予測する定常時予測法 (SSP) を提案した。
- (2) 発熱のみを考慮とした粘弾性ダンパーの過渡状態の温度及び動的特性を簡易的に予測する SDP を提案した
- (3) SSP と SDP を組み合わせることで、長時間加振時の粘弾性ダンパーの温度および動的特性を簡易的に予測する動的特性簡易予測法 (SPDC) を提案した。
- (4) 文献 12)の正弦波およびランダム波加振実験結果と SPDC による予測値を比較することで、長時間ランダム時における粘弾性ダンパーの温度および動的特性を予測できていることが確認された。

今後は本手法を用いて長時間振動時における粘弾性ダンパーの性能低下を考慮した設計手法を構築する予定である。

参考文献

- 1) 日本建築学会：長周期地震動と超高層建物の対策案—専門家として知っておきたいこと—, 2013.10
- 2) 日本建築学会：建築物の振動に関する居住性評価指針, 2004.5
- 3) 日本免震構造協会：パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル 第3版, 2013.11
- 4) 佐藤大樹, 長江拓也, 北村春幸, 梶原浩一：長周期地震動をうける超高層建物のオイルダンパーによる制振補強効果, 日本建築学会技術報告集, 第24巻, 第58号, pp.969-974, 2018.10
- 5) 佐藤大樹, 長山祥, 笠井和彦, 松田和也：長周期地震動における粘性ダンパーの性能低下を考慮した制振構造建物の応答評価, 日本建築学会技術報告集, 第24巻, 第56号, pp.59-62, 2018.2
- 6) 笠井和彦, 佐藤大樹, 松田和也, 長山祥：長時間正弦波加振実験による4種の実大制振ダンパーの動的特性の変化および簡易評価手法の提案, 構造工学論文集, 第63号, pp.275-284, 2017.3
- 7) 佐藤大樹, 島田侑, 大内隼人, 長江拓也, 北村春幸, 福山國夫, 梶原浩一, 井上貴仁, 中島正愛, 斎藤大樹, 福和伸夫：長周期地震動を受ける超高層建物の鋼材ダンパーによる制振改修に関する E-ディフェンス振動台実験, 日本建築学会構造系論文集, 第667号, pp.1639-1648, 2011.9
- 8) 山田 哲, 山口路夫, 竹内百合, 竹内徹, 和田章：動的繰り返し載荷実験結果に基づくダンパー用鋼材の履歴特性の評価, 日本建築学会構造系論文集, 第553号, pp.121-128, 2002.3
- 9) 下村祥一, 大熊武司：粘弾性ダンパーを有する木造戸建て建物の弾塑性風応答性状に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第632号, pp.1813-1821, 2008.10
- 10) 石川和久, 関 雅英, 曾田五月也：ジェン系ゴム粘弾性ダンパーの繰り返し加振実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1999.9
- 11) 笠井和彦, 佐藤大樹, 黄一華：継続時間が長い外乱での温度上昇と熱伝導・伝達を考慮した粘弾性ダンパーの解析手法, 日本建築学会構造系論文集, 第599号, pp.61-69, 2006.1
- 12) 佐藤大樹, 所健, 笠井和彦, 北村春幸：風応答振動時における粘弾性ダンパーの特性および正弦波による簡易評価手法, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第710号, pp.571-581, 2015.4
- 13) Dave M Osabel, Daiki Sato, Kazuhiko Kasai: Full-Scale Viscoelastic Damper under Long-Duration Loading, Experiment and Performance Evaluation, Workshop for Young Researchers, Feb.13.2020

- 14) 笠井和彦, 寺本道彦, 大熊潔, 所健：粘弾性体の温度・振動数・振幅依存性を考慮した構成測 (その1線形領域における温度・振動数依存のモデル化), 日本建築学会構造系論文集, 第543号, pp.77-86, 2001.5
- 15) 佐藤大樹, 笠井和彦：長時間ランダム振動時の粘弾性ダンパーの特性および正弦波による評価手法, 構造工学論文集, 第53号, pp.67-74, 2007.3
- 16) 大木洋司, 笠井和彦, 高橋治：微小振幅における速度依存型ダンパーの性能について, 構造工学論文集, 第50巻, pp.601-609, 2004.3
- 17) 西川兼康, 北山直方：図解伝熱工学の学び方, オーム社, 1982.1.20
- 18) スタンリー・ファーロウ：偏微分方程式 科学者・技術者のための使い方と解き方, 朝倉書店, 1983.9.10
- 19) 金子晃：偏微分方程式入門, 東京大学出版会, 1998.2.5
- 20) 笠井和彦, 所健：寺本道彦, 大熊潔, 所健：粘弾性体の温度・振動数・振幅依存性を考慮した構成測 (その2温度上昇および歪・歪速度がもたらす非線形のモデル化), 日本建築学会構造系論文集, 第561号, pp.55-63, 2003.7
- 21) Dave M Osabel, Daiki Sato, Kazuhiko Kasai: Numerical Analysis of a Viscoelastic Damper under Long-Duration Random Loading, The 7th Asia Conference on Earthquake Engineering, 22-25 November 2018
- 22) ABAQUS Manual, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc; 1997.
- 23) 吉江慶祐, 大熊武司, 北村春幸, 和田章：広帯域性の変動風力を受ける弾塑性構造物の応答変位振幅の確率分布, 日本建築学会構造系論文集, 第604号, pp.37-46, 2006.6

付録 A 熱伝導方程式の導出と精度

本付録では式(5)~(7)より式(8)を導出する過程を示す。そして三次元熱伝導解析ソフト ABAQUS ver. 2017²²⁾ (以下, ABAQUS とする)による熱伝導解析を行い, 精度を確認する。以下に導出過程を詳しく述べる。

式(5)を2回積分して θ について整理すると次式が得られる。

$$\theta(z) = -\frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} z^2 + \frac{C_1}{\kappa} z + \frac{C_2}{\kappa} \quad (\text{A-1})$$

ここで C_1 , C_2 は積分定数である。

一方, 定常状態において, $z=0$, $z=d_v$ での温度は θ_1 , θ_2 であるので次式が成立する。

$$\theta(0) = \theta_1 \quad (\text{A-2})$$

$$\theta(d_v) = \theta_2 \quad (\text{A-3})$$

よって C_1 , C_2 は次式で求められる。

$$C_1 = \frac{\kappa}{d_v} (\theta_2 - \theta_1) + \frac{1}{2} \dot{Q} d_v \quad (\text{A-4})$$

$$C_2 = \kappa \theta_1 \quad (\text{A-5})$$

式(A-4), (A-5)を式(A-1)に代入することで次式が得られる。

$$\theta(z) = -\frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} z^2 + \left(\frac{\theta_2 - \theta_1}{d_v} + \frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} d_v \right) z + \theta_1 \quad (\text{A-6})$$

上式を z について偏微分すると以下の式が成立する。

$$\frac{\partial \theta(0)}{\partial z} = \frac{1}{d_v} (\theta_2 - \theta_1) + \frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} d_v \quad (\text{A-7})$$

$$\frac{\partial \theta(d_v)}{\partial z} = \frac{1}{d_v} (\theta_2 - \theta_1) - \frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} d_v \quad (\text{A-8})$$

これらを式(6), (7)に代入して整理すると次式が成立する。

$$\frac{\alpha_{c1}}{\kappa} (\theta_1 - \theta_a) = \frac{1}{d_v} (\theta_2 - \theta_1) + \frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} d_v \quad (\text{A-9})$$

$$\frac{\alpha_{c2}}{\kappa} (\theta_2 - \theta_a) = -\frac{1}{d_v} (\theta_2 - \theta_1) + \frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} d_v \quad (\text{A-10})$$

そして式(A-9), 式(A-10)を解くと以下が求められる。

$$\theta_1 = A + \theta_a \quad (\text{A-11})$$

ここで A は次式である。

$$A = \frac{(\alpha_{c2} d_v + 2\kappa) \dot{Q} d_v}{2(\alpha_{c1} \alpha_{c2} d_v + \alpha_{c1} \kappa + \alpha_{c2} \kappa)} \quad (\text{A-12})$$

式(A-11)を用いて式(A-6)を整理すると最終的に次式が得られる。

$$\theta(z) = -\frac{1}{2} \frac{\dot{Q}}{\kappa} z^2 + \frac{\alpha_{c1}}{\kappa} Az + A + \theta_a \quad (\text{A-13})$$

そして式(A-13)を整理すると式(8)が簡単に得られる。

一例として実際に式(A-13)より、Excel を用いて数値を算出する。ここで熱伝導率 $\lambda = 0.45 \text{ W/m/K}$, $d_v = 3 \text{ mm}$, $\theta_0 = 25 \text{ }^\circ\text{C}$, $\theta_a = 10 \text{ }^\circ\text{C}$, 熱伝達係数 $\alpha_{c1} = 200 \text{ W/m}^2\text{/K}$, $\alpha_{c2} = 1000 \text{ W/m}^2\text{/K}$, 内部発熱量 $\dot{Q} = 5000 \text{ kW/m}^3$ とした。そして同じ条件を用いて三次元熱伝導解析ソフト ABAQUS による熱伝導解析を行い、その結果と比較した。三次元熱伝導解析ソフト ABAQUS 上のモデルの詳細を Fig.A-1 に示す。このモデルで定圧比熱 $s = 430 \text{ ws/kg/K}$, 密度 $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$ としている。Fig.A-2 に算出した定常状態における温度分布図に解析値をプロットして示す。このグラフより 2 つが良く一致していることが確認できる。

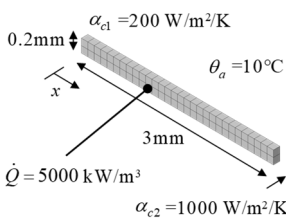


Fig. A-1 Model of ABAQUS

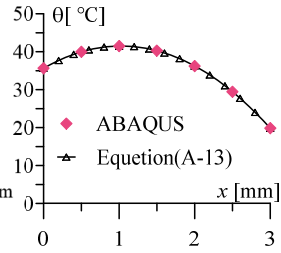


Fig. A-2 Equation(8) vs. analysis

付録 B SSP による内部温度分布と実験値の比較

SSP において式(8)より、定常温度における内部温度分布を把握することができる。付録 B では 2 章で概説した実験結果と内部温度分布の予測値を比較して、その精度を検討する。Fig.B-1 に風方向および風直交方向の各ケースの定常状態において予測される内部温度分布 (SSP) にランダム波加振実験 (Ran) と置換正弦波加振実験 (Sin) における点 B と点 C の計測値をプロットした図を示す。どのケースでも、各位置の温度を、SSP 手法によって精度よく求められていることが確認できる。

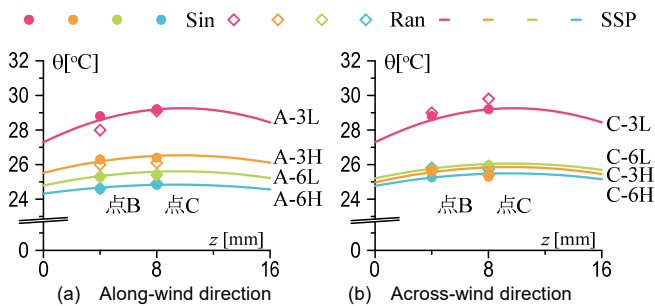


Fig. B-1 SSP vs. sinusoidal test: Temperature distribution

付録 C 準静的成分の影響の大きいケースにおける貯蔵剛性の評価

風方向には風力の準静的成分が多く含まれるため、風方向のダンパー変位にも準静的成分が多く含まれた波形となる。さらに準静的成分は建物の減衰によってほとんど変化しない値であるため、固有振動数成分の少ない減衰の高い建物でのダンパー変位には相対的に多く含まれることになる。その結果、風方向でかつ減衰の高い A-3H や A-6H のようなケースでは風の準静的成分の影響が大きくなる。そしてそのような風の準静的成分の影響が大きいケースにおいては、2.3 節で説明した方法では適切に実験時の貯蔵剛性を評価できないことが確認された (Fig. 4)。これは、静的な力の性質を持つ準静的成分により履歴の中心位置が移動するため、式(3)の評価手法では実際の履歴の傾きより小さく算出されてしまうことが原因であった。そこで本付録では、そのようなケースにおいての実験時の貯蔵剛性の評価方法を再度検討する。そして、置換正弦波加振実験結果および動的特性簡易予測法 (SPDC) による予測値と比較することで、改めて、2 つの手法 (正弦波置換法, SPDC) の精度を確認する。

Fig.C-1(a) に A-3H のランダム波実験で得られた 3600 秒から 90 秒間の履歴を示す。Fig.C-1 (a) のランダム波実験の履歴をみると履歴の中心位置が移動していることが確認できる。これは上述した通り、準静的成分が多く含まれることに起因する。この影響により、風方向でかつ減衰の高い A-3H におけるランダム波実験の履歴から式(3)より貯蔵剛性を評価すると、実際のループの傾き (図中 K'_d) より値が低く評価されてしまう (図中 \bar{K}'_d)。

以下に新たな貯蔵剛性の実験値の評価手法を説明する。はじめに Fig.C-1(b) に示すように、計測した履歴 (All loop) を $F_d > 0$ が計測されてから次に $F_d < 0$ が計測される手前までと、 $F_d < 0$ が計測されてから次に $F_d > 0$ が計測される手前までに分解する。なお、以降この分解された各履歴を半ループ (Half-cycle loop) と呼ぶ。そして各半ループにおいて式(3)より貯蔵剛性を求め、その平均を取る。こうして求めた貯蔵剛性を準静的成分の大きいケースにおける実験値とし、 \bar{K}'_d と表すことにする。つまり半ループの数を m とし、それぞれにおける貯蔵剛性の値を $K'_d(m)$ とすると、 \bar{K}'_d は以下の式より求まる。

$$\bar{K}'_d = \sum K'_d(m) / m \quad (\text{C-1})$$

ただし、 $K'_d(m)$ を求める際、Fig.C-1(b) に示すように半ループについてそれぞれ点対象の履歴を作成して組み合わせた上で式(3)より算出していることに注意する。これは最小二乗法の数学的性質上、半分の履歴から傾きを求めることができないことによるものである。Fig.C-1(a) に A-3H のランダム波実験で得られた 3600 秒から 90 秒間の履歴に Fig.C-1(c) に式(3)より評価した貯蔵剛性 K'_d および式(C-1)より評価した貯蔵剛性 \bar{K}'_d を示す。式(C-1)より実際の計測した履歴に対して適切な傾きを持った値で貯蔵剛性を評価できていることが確認できる。そして、Fig.C-1(c) に式(3)より評価した貯蔵剛性 (Test_A1) と式(C-1)より評価した貯蔵剛性 (Test_half) を合わせて示す。他の時刻における履歴についても同様に、式(C-1)より、貯蔵剛性が実際の履歴の傾きより過小評価されることなく適切に評価できていることが確認できる。

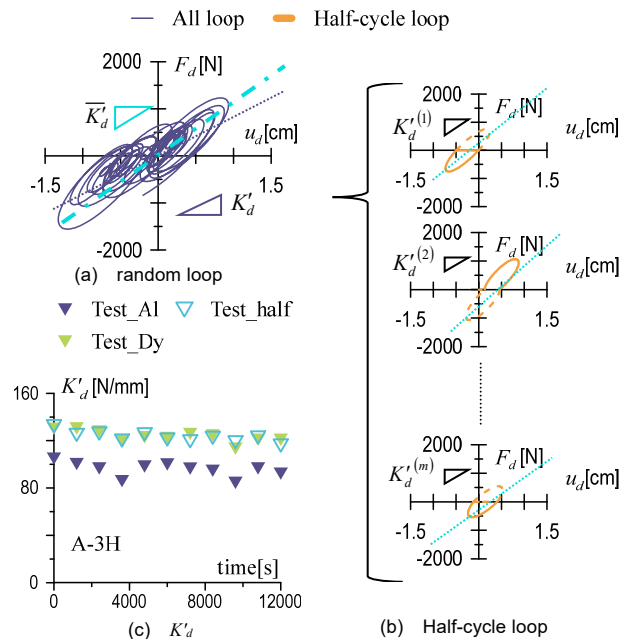


Fig.C-1 The evaluation of K'_d (A-3H)

以上の方法は風の準静的成分の影響が大きい場合においても適切に履歴の傾きを評価できるが、煩雑な手間を有する。そこで本付録では加えて、その傾きをより簡便に評価する方法を以降に検討する。A-3H のランダム波実験の履歴に対して、周期成分のうち固有振動数 $f_0 (= 1/T_0)$ の $1/3^{23}$ より高周期成分のみを取り出して、式(3)より貯蔵剛性を評価する。なお、以降においては、低周期である準静的成分を Qs (Quasi-Static)、高周期である共振成分を Dy (Dynamic)、全成分を Al (All) という添え字で表す。

Fig. C-2 に A-3H のランダム波加振実験の 3600 秒から 90 秒間におけるダンパー荷重のパワースペクトルを示す。Fig. C-3 に共振成分のみの履歴を示す。Fig. C-1(a)と比較して振動中心が移動していないことがわかる。そこで Fig. C-3 で示すような履歴において、式(3)より貯蔵剛性を評価する。Fig. C-1(c)に共振成分のみにより求まる貯蔵剛性 (Test_Dy) を式(3)より評価した貯蔵剛性 (Test_Al) および式(C-1)より評価した貯蔵剛性 (Test_half) と合わせて示す。Test_half と Test_Dy を比較すると、精度よく一致していることが確認できる。つまり共振成分のみで、準静的成分の影響が大きい場合における貯蔵剛性の値を適切に評価することが可能であることがわかる。

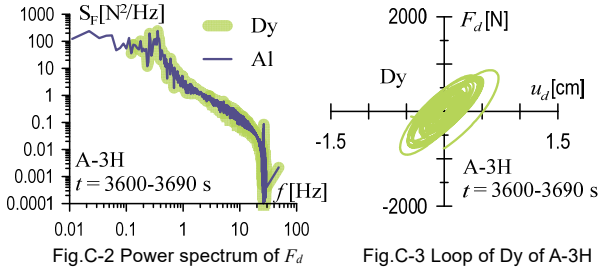


Fig. C-4 に A-3H と A-6H における SPDC による予測値、共振成分の実験値 (Test_Dy) および置換正弦波加振実験結果 (sin) を合わせて示す。実験値の評価方法を修正した結果、SPDC により精度よく貯蔵剛性の値を予測できていることが確認できる。また正弦波置換法によりランダム波の特性を適切に考慮できていることが確認できる。

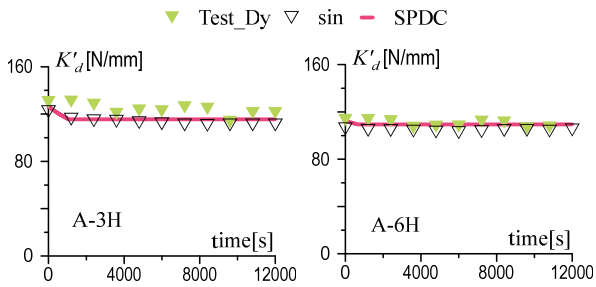


Fig.C-4 SPDC vs. random vs. sinusoidal tests: K'_d

付録 D 熱伝達係数の決定方法

Table3 の熱伝達係数の決定方法について概説する。詳細は文献 21) を参照されたい。本論文の検討において熱伝達係数 α_{c1} , α_{c2} は Fig.D-1 に示す三次元 FEM モデルを使った ABAQUS による熱伝導解析の結果を用い、以下の式より導出している。

$$\alpha_{c1} = (Q_{out} / A_c) / (\theta_{out} / \theta_a) \quad (D-1)$$

$$\alpha_{c2} = (Q_{in} / A_c) / (\theta_{in} / \theta_a) \quad (D-2)$$

ただし Q_{outs} , Q_{in} は、それぞれ三次元 FEM モデルの粘弾性ダンパーの外板、中央の内板から放出される熱量であり、 A_c は板それぞれの面積である。また θ_{out} , θ_{in} は、それぞれ三次元 FEM モデルの粘弾性ダンパーの外板、中央の内板の表面の平均温度であり、 θ_a は空気温度を表す。Fig.D-2 に一例として A-3L の入力波を受けたときの三次元 FEM モデルの粘弾性ダンパーの定常熱伝導解析の結果を示す。なお、ここでは対称性を考え Fig.D-1 に示したダンパーモデルを縦に半分、横に半分にした四等分のモデルを使用している。この三次元 FEM モデルの定常熱伝導解析の結果と式(D-1)、式(D-2)により本論文の手法で用いられる A-3L における熱伝達係数が決定される。

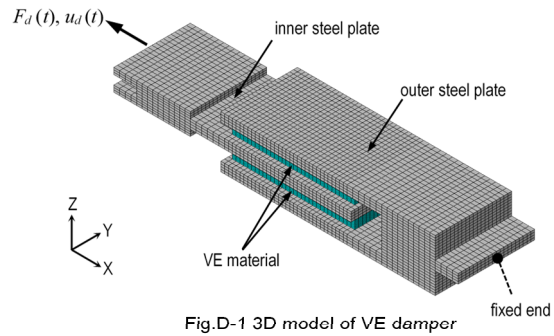


Fig.D-1 3D model of VE damper

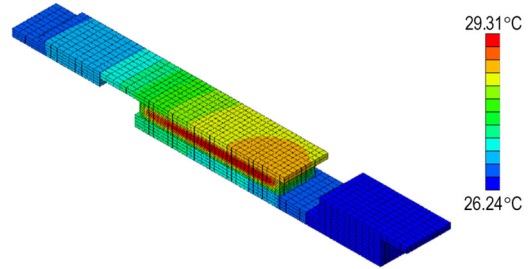


Fig.D-2 Result of analysis (A-3L)