

D.M.を用いた連結制震に関する基礎的研究

その 2. 取り付け部剛性の考慮と振動実験

Fundamental Study on Coupled Vibration Control System with Dynamic Mass Damper

Part2 Considering the rigidity of the mounting member and Shaking table test

○稀代康平⁵, 古橋剛², 石丸辰治¹, 油野球子³, 荻野瑛⁴

*Kouhei Kitai⁵, Takeshi Furuhashi², Shinji Ishimaru¹, Mariko Aburano³, Akira Ogino⁴

In part 2, show the application of each link model, and examine possible model that considering the rigidity of the mounting member. Furthermore, build a basic MC type frame model considering mounting rigidity, report the result of shaking table test.

2.1 はじめに

その 1 では、本論文で扱う記号の設定や定義を示し、基本系 MC 型における連結部ダンパーの最適設計式を誘導した。その 2 では、各連結モデルの適用範囲を示し、また、取り付け部材の剛性を考慮したモデルの検討を行う。さらに、取り付け部剛性を考慮した MC 型の基本系フレームモデルを構築し、振動実験を行った結果を報告する。

2.2 各連結モデルの適用範囲

慣性力に作用する D.M.ダンパーは負の剛性の働きを持つ、よって、CK 型,MC 型は真逆の性質を持つものであり、それぞれ制御できる構造体がある程度限られる。そこで、構造体パラメータによる適用範囲を図化し明確にしたい。

MC 型において最適同調を満たす為の条件である、その 1(1-14)式に $\lambda_{p1}^2, \lambda_{q1}^2$ の式を代入し、 η_m の式として展開すると(2-2)式が得られる。ここで、 $\lambda_{p1}^2, \lambda_{q1}^2$ は(1-15)式から得るそれぞれ独立した方程式の解である為、蔭山の手法¹⁾に倣い係数値の平均とその差に分離して考える事で 1 つの方程式としてまとめている。

$$\eta_m = \frac{(\gamma_m - \mu_k)(3\gamma_m \mu_k + \mu_k - \gamma_m - 3)}{4(1 + \gamma_m)(1 + \mu_k)} - \frac{\Delta}{(1 + \mu_k)} \quad (2-2)$$

ただし、

$$\Delta = \frac{\gamma_m^2}{2(1 + \gamma_m)} n + \frac{\gamma_m^2}{(1 + \gamma_m)} m, \quad n = \frac{-(\lambda_{q1}^2 + \lambda_{p1}^2)}{(\lambda_{q1}^2 - \lambda_{p1}^2)} \cdot \frac{\alpha}{2} (\omega_{12} - 1) + \beta (\omega_{12} - 1)$$

$$m = \frac{-(\lambda_{q1}^2 + \lambda_{p1}^2)}{(\lambda_{q1}^2 - \lambda_{p1}^2)} \cdot \frac{\beta}{2} (\omega_{12} - 1) + \lambda_{q1}^2 \lambda_{p1}^2 \cdot \alpha (\omega_{12} - 1) \quad (2-3)$$

n, m は 2 つの方程式の係数値の差から得る補正係数である。CK 型は、同様の手法で $\tau_k (=k_d/k_j)$ の式として展開し、次式のようになる。

$$\tau_k = \frac{(\mu_k - \gamma_m)(3\gamma_m \mu_k + \mu_k - \gamma_m - 3)}{4(1 + \gamma_m)^2(1 + \mu_k)} + \frac{\Delta}{(1 + \gamma_m)} \quad (2-4)$$

(2-2),(2-4)式より、 η_m と τ_k が常に正の値となる条件か

ら、Figure2-2 のような適用範囲に分類する事ができる。Figure2-2 は主・副系の構造体振動数比 ω_{12} と質量比 γ_m の両対数グラフである。①は C 型における最適式(1-6)を示したものである。②は両棟の振動数比が同じとなる時で、この線上で連結制震を行う事はできない。図より MC 型と CK 型は互いの適用範囲を補うような形となっている事がわかる。

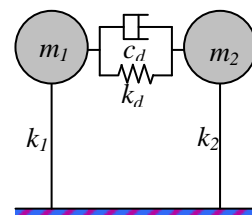


Figure2-1 SDOF model of CK type

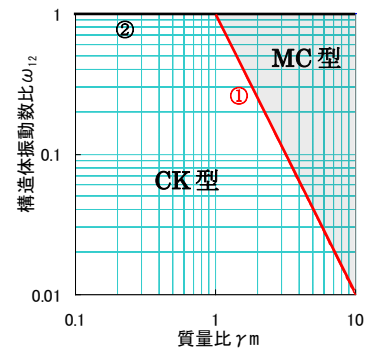


Figure2-2 Scope of application

2.3 取り付け部剛性の検討

実際に制震装置を取り付ける際には、必ず取り付け部材が存在する。その為、取り付け部剛性 k_{ds} により、性能に誤差が生じる事になる。その誤差を許容範囲内に収める為に必要な取り付け部剛性の大きさを検討する。取り付け部剛性 k_{ds} は $\kappa_k (=k_{ds}/k_j)$ として無次元化する。誤差を許容範囲内に収める為に必要な κ_k の判断材料として、系の固有値解析結果から求まる減衰定数を用いる。MC 型として最適設計した場合の減衰定数を h_{MC} 、そこに κ_k を考慮した場合の粘性減衰定数を h_{MC-K} とした時、その誤差率として(2-5)式を導入する。

$$e = \left| 1 - \frac{h_{MC-K}}{h_{MC}} \right| \quad (2-5)$$

κ_k を大きくすればする程 $e=0$ に近づき、 $e=0$ となれば完全に MC 型に置換できる事になる。しかし、その為には $\kappa_k = \infty$ となる事が条件となり実現が難しくな

る為、今回の検討では $e=0.1$ となる為の κ_k を算出する事とする。検討結果を Figure2-3 に示す。同図より、構造体パラメータ (γ_m, μ_k) から、 $e=0.1$ を満たす κ_k を読み取る事ができる。読み取った値以上の κ_k を採用する事ができれば、後はその 1 で示した MC 型の最適設計法により、 m_d と c_d を決定すれば良い。

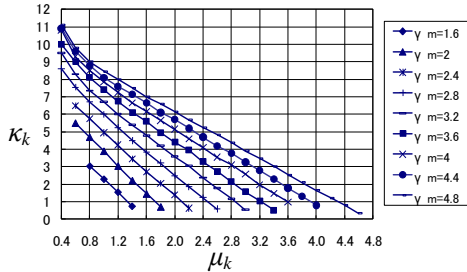


Figure2-3 κ_k (meet $e=0.1$)

2.4 振動実験

2.4.1 試験体概要

その 1 で誘導した複素固有値解析を用いた最適設計手法を用いて、基本形 MC 型の試験体を組み、振動実験により想定する制震性能が得られる事を確認する。

Figure2-4 に振動実験における試験体の概略図を示す。左右の構造体を別々の振動系と見なし、左右間を MC 型のダンパーで連結することで 2 棟連結制震システムを構築している。

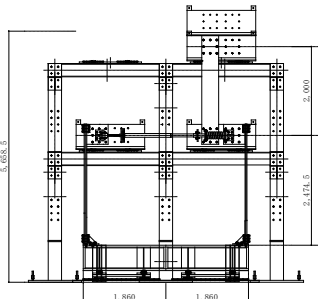


Figure2-4 Diagrammatical view of Examination body

Table2-1 Parameter of Examination body

m_1 (ton)	5.2
m_2 (ton)	15.5
γ_m	2.98
k_1 (kN/m)	39.6
k_2 (kN/m)	31.8
μ_k	0.80
m_d (ton)	0.8
c_d (kN·s/m)	8.0
k_{ds} (kN/m)	403.8
κ_k	10.20

Table2-1 に、試験体諸元を示す。錘 1 つの質量は約 5.0(ton)である。副系は 3 つの錘が剛体として動くように錘間を剛柱で接合している。層間の柱には板ばね(SUP9)を用いており、柱にはせん断力のみが作用するように、錘の鉛直荷重は後方の鉄骨フレームで支持している。制震ダンパーにはオイルダンパーを用い、MC 型の最適設計法により最適設計した制震ダンパーのパラメータは、 $m_d=0.8(\text{ton})$ 、 $c_d=8.0(\text{kN} \cdot \text{s}/\text{m})$ となった。

ただし、取り付け部剛性 k_{ds} の影響により制震性能に誤差が生じる。その為、2.2 で示した Figure2-3 を用いて κ_k を決定する。Table2-1 より試験体の γ_m と μ_k はそれぞれ 2.98, 0.80 である。Figure2-3 より対応する κ_k を読み取ると $\kappa_k=7$ 付近で $e=0.1$ を満たす事が分かる。こ

では $\kappa_k=10$ として、 $k_{ds}=403.8(\text{kN}/\text{m})$ とした。

Table2-2 に試験体の複素固有値解析結果を示す。解析における条件として、1 次固有周期に対し、剛性比例型で 2% の内部減衰を設定している。

Table2-2 Result of eigen value analysis

a) Without dumping			b) With dumping				
モード	ω_0	T_0	モード	h_1	ω_1	T_1	η^{\wedge}
1	1.395	4.503	1	0.208	1.526	4.117	0.969
2	2.574	2.441	2	0.290	2.383	2.637	0.757
3	24.550	0.256	3	0.350	24.262	0.259	0.081
4	73.693	0.085	4	1.000	34.886	0.180	0.992
			5	1.023	43.251	0.145	1.000

2.4.2 実験結果

実験結果から得られた応答倍率を Figure2-5 に示す。太線が最適設計の理論値、プロットが実験結果から算出した応答倍率である。a) の理論値は、主副系の構造減衰を共に 2% とした場合の応答倍率曲線である。a) より、加振周期 3 秒以降の副系の実験値が、理論値と合っていないことが分かる。ここで、副系の構造減衰を 8% とした場合の応答倍率曲線を b) に示す、a) と比較して実験値と理論値がよい整合性を示していることが分かる。これは、主系に比べて錘の数が多く、またリニアガイドの数が多いことから、それらの摩擦減衰が大きく影響したためだと考えられる。

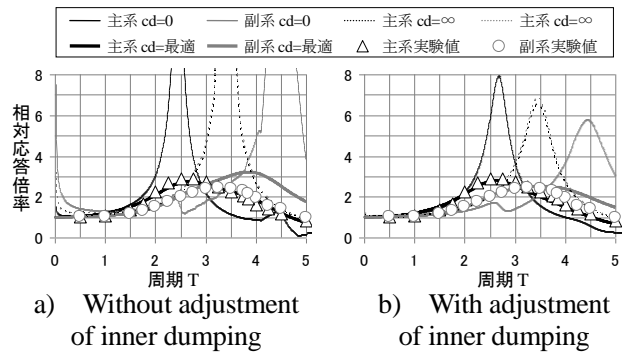


Figure2-5 Result of Examination

2.5 まとめ

各連結モデルの適用範囲を示し、取り付け部材を考慮したモデルについて、粘性減衰定数の誤差率の観点から、必要となる取り付け部剛性の大きさを検討した。さらに、性能確認のための振動実験を行い、期待する制震性能が得られることを確認した。

【参考文献】

- [1] 蔭山満：定点理論による連結制振を対象としたパッシブ系の多モード最適制振の設計法に関する研究、日本大学学位論文、2005.12
- [2] 石丸辰治、三上淳治、秦一平、古橋剛：D.M.同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、Vol.75, No.652, pp.1105-1112, 2010.6